



**Titre:** Influence du grenaillage sur la vie en fatigue d'un alliage  
d'aluminium  
Title: d'aluminium

**Auteur:** Simon Michaud April  
Author:

**Date:** 2007

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Michaud April, S. (2007). Influence du grenaillage sur la vie en fatigue d'un alliage  
d'aluminium [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.  
Citation: <https://publications.polymtl.ca/7935/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/7935/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de  
recherche:**  
Advisors:

**Programme:** Non spécifié  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

INFLUENCE DU GRENAILLAGE  
SUR LA VIE EN FATIGUE D'UN ALLIAGE  
D'ALUMINIUM

SIMON MICHAUD APRIL  
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MÉCANIQUE)  
AVRIL 2007



Library and  
Archives Canada

Bibliothèque et  
Archives Canada

Published Heritage  
Branch

Direction du  
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

395, rue Wellington  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

*Your file    Votre référence*

*ISBN: 978-0-494-29242-6*

*Our file    Notre référence*

*ISBN: 978-0-494-29242-6*

#### NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

#### AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

---

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

  
**Canada**

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

INFLUENCE DU GRENAILLAGE  
SUR LA VIE EN FATIGUE D'UN ALLIAGE  
D'ALUMINIUM

présenté par : APRIL, Simon Michaud

en vue de l'obtention d'un diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. TERRIAULT Daniel, Ph.D., président

Mme. BERNARD Marie, Ph.D., membre et directrice de recherche

M. BUI-QUOC Thang, D.Sc.A., membre et codirecteur de recherche

M. PERRON Claude, M.Sc.A., membre et codirecteur de recherche

M. HAJJAR Zahi, M.Sc.A., membre



À mon père et ma mère

## REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier ma directrice, Marie Bernard ainsi que mon codirecteur, Thang Bui-Quoc, qui ont eu une qualité de présence exceptionnelle tout au long ce projet et avec qui j'ai eu beaucoup de plaisir à travailler. Que ce soit par leur savoir-faire, leur travail rigoureux, leurs encouragements ou leur disponibilité, ils ont grandement contribué à la réalisation de ce projet et je leur en suis très reconnaissant. Je remercie sincèrement mon codirecteur Claude Perron pour l'aide technique apportée à ce projet, pour sa flexibilité et pour ses qualités humaines que j'ai grandement appréciées. Je désire aussi remercier chaleureusement Denis Julien, Michel Lambert, Hong Yan Miao et Bénédict Besner pour la générosité de leur temps et pour leur support technique qui allait bien souvent au-delà de leur mandat.

Je garderai de très bons souvenirs du travail réalisé et du temps passé avec chacune de ces personnes.

Je dédicace ce mémoire à feu mon père, Pierre April et ma mère, Raymonde Michaud, pour les remercier de m'avoir transmis le meilleur d'eux-mêmes et sans qui je n'aurais pas entrepris, ni réussi ce travail. Je désire aussi remercier du fond du cœur Catherine Laurier, François Laurier, Micheline Legault et Danièle Beaucage pour leur écoute, leur support moral et leurs encouragements. Ce sont des amis précieux et des piliers importants dans ma vie que je considère comme ma propre famille.

Finalement, je tiens à remercier le Conseil National de Recherche du Canada et L-3 Communications MAS, Canada, pour leur support matériel, financier et technique. Sans ces deux organisations, ce travail n'aurait pu être possible.

## RÉSUMÉ

Le grenaillage de précontrainte est un procédé couramment utilisé dans l'industrie aéronautique pour améliorer la vie en fatigue des composantes mécaniques. Ce procédé consiste à projeter des particules de forme généralement sphérique (grenailles) à haute vitesse directement sur la surface des composantes traitées. L'effet bénéfique de ce procédé est attribué principalement aux contraintes résiduelles de compression induites dans la région près de la surface de la pièce. En effet, les contraintes résiduelles de compression réduisent l'effet de la charge en tension et permettent ainsi de retarder l'initiation de fissure et de ralentir la propagation, ce qui résulte en une augmentation de la vie en fatigue.

En plus d'induire un champ de contraintes résiduelles de compression, l'impact des grenailles modifie aussi l'état de surface qui est caractérisée par une augmentation de la rugosité. Récemment, certains travaux de recherche ont rapporté que l'amélioration de la vie en fatigue pouvait être réduite de façon significative par ce phénomène. L'amélioration de la vie en fatigue due au grenaillage est ainsi le résultat des effets combinés de l'apport bénéfique des contraintes résiduelles de compression et de l'impact néfaste de l'augmentation de la rugosité. Il est donc important, lors de l'application de ce procédé, de faire un choix judicieux de paramètres de grenaillage afin d'obtenir le meilleur compromis entre un niveau de contraintes résiduelles de compression élevé et un faible degré de rugosité en surface.

Le présent travail vise à analyser le comportement en fatigue des échantillons d'alliage d'aluminium 7050-T7451 grenaillés à différentes intensités Almen en considérant les contraintes résiduelles induites et la rugosité résultante. Les différentes intensités Almen étudiées, variant de 0A à 10A ( $1A = 0,001 \text{ po. A}$ ), ont été obtenues en faisant varier la

vitesse de projection des grenailles tout en gardant les autres paramètres de grenaillage inchangés.

Pour ce faire, les contraintes résiduelles induites et la rugosité résultante ont tout d'abord été mesurées sur des échantillons non grenaillés et grenaillés à chacune des intensités Almen. Des essais de fatigue ont ensuite été effectués sur des échantillons soumis aux mêmes conditions de grenaillage; pour chacune de ces conditions, trois niveaux de chargement cyclique maximum ont été considérés (310, 345 et 379 MPa). Au cours des essais, l'évolution des fissures a été suivie et les longueurs de ces dernières ont été mesurées à l'aide d'un système de deux caméras vidéo grossissantes.

Les mesures de la rugosité et des contraintes résiduelles montrent respectivement que plus l'intensité Almen est élevée, plus la rugosité en surface est importante et plus le champ de contrainte résiduelle de compression s'étend en profondeur. Cependant, l'intensité Almen n'a pas une influence marquée sur le niveau des contraintes résiduelles de compression à la surface et maximale. Ces résultats révèlent aussi que les échantillons non grenaillés ne sont pas totalement dépourvus de contraintes résiduelles. Cette situation est probablement due au procédé de mise en forme de la plaque et à l'usinage des échantillons.

Deux modèles d'éléments finis ont été développés pour établir le profil des contraintes résiduelles des différentes conditions de grenaillage testées soit, un modèle axisymétrique à impact simple et un modèle tridimensionnel à impacts multiples. Pour les deux modèles réalisés, la loi de comportement de Cowpers-Symonds a été choisie pour caractériser la loi de comportement du matériau impacté. Le modèle axisymétrique a permis d'étudier l'influence de différents paramètres de cette loi de comportement. Les valeurs des paramètres permettant d'obtenir le meilleur rapprochement entre les contraintes mesurées et calculées ont été utilisées comme données d'entrées pour le deuxième modèle

d'éléments finis. Les distributions de contraintes obtenues à l'aide de ces deux modèles affichent, en général, les mêmes tendances que les résultats expérimentaux.

Les résultats expérimentaux des essais en fatigue indiquent, pour tous les niveaux de chargement cyclique testés, que la vie moyenne des échantillons grenailés est toujours supérieure à celle des échantillons non grenailés. L'amélioration de la vie en fatigue des échantillons grenailés est due aux contraintes résiduelles de compression induites par le procédé. Pour chacun des niveaux de contraintes appliquées, l'amélioration de la vie en fatigue est maximale pour une intensité de 2A et diminue ensuite au fur et à mesure que l'intensité Almen augmente (4A, 6A, 8A et 10A). De plus, pour une intensité de 2A, les résultats montrent que plus le niveau de contrainte appliqué est faible, plus le facteur d'augmentation de la vie est élevé ( $F.A._{vie} = \text{vie moyenne obtenue} / \text{vie moyenne des échantillons non grenailés}$ ). En effet pour cette intensité, le  $F.A._{vie}$  passe de 3,8 pour un niveau de contrainte appliquée de 379 MPa à 30,6 pour un niveau de contrainte de 310 MPa. Cette tendance est aussi observée pour une intensité de 4A, quoique la variation du  $F.A._{vie}$  soit moins importante que celle associée à l'intensité 2A. Pour les intensités Almen plus élevées (6A, 8A et 10A), le  $F.A._{vie}$  ne varie presque pas en fonction du niveau de chargement.

Tel que mentionné précédemment, l'amélioration de la vie en fatigue est maximale à une intensité de 2A pour les trois niveaux de chargement cyclique. Pour des intensités supérieures à 2A, les contraintes de compression en surface et maximale ne varient plus de façon importante et malgré le fait que la profondeur des contraintes résiduelles de compression augmente, l'amélioration de la vie en fatigue diminue à cause de l'augmentation de la rugosité résultante. Il est important de noter que l'amélioration de la vie en fatigue est fonction de l'ensemble des paramètres de grenailage utilisé et que l'intensité Almen n'est pas un paramètre suffisant pour quantifier l'amélioration de la vie en fatigue des échantillons testés.

Les sites d'initiation des fissures pour les échantillons grenailés sont généralement détectés quand la longueur des fissures est d'environ 1 mm. Pour les échantillons non grenailés, on peut observer des longueurs initiales aussi faibles que 0,1 mm. Cette particularité s'explique par le fait qu'il est plus difficile de détecter une fissure sur surface grenailée que sur une surface non grenailée, à cause de l'endommagement de la surface causée par l'impact des billes. Toutes les fissures observées sont de type fissure coin qui évolue approximativement sous forme d'un quart de cercle. Pour la plupart des fissures, les dernières longueurs mesurées avant rupture se situent entre 4,0 mm et 6,3 mm (épaisseur des échantillons 6,35 mm). Pour toutes les conditions d'essais considérées, la rupture se produit en moyenne à 4500 cycles après la détection de la présence d'une fissure. Les périodes de propagation mesurées ne représentent que de faibles portions des vies totales.

La vie totale en fatigue d'un échantillon a été calculée à l'aide du modèle de prévision de vie de Navarro-Rios pour chaque condition d'essai. Ce modèle prend en compte la distribution des contraintes résiduelles induites ainsi que la rugosité en surface et permet d'évaluer la période de propagation d'une fissure à partir d'une longueur initiale de l'ordre d'un demi-grain. Les résultats obtenus à l'aide de ce modèle indiquent que le grenailage influence appréciablement la vie totale en fatigue (vie en initiation et vie en propagation). Le modèle permet de prévoir correctement la tendance des résultats expérimentaux obtenus. En effet, pour chaque niveau de contrainte appliquée, la vie prévue est maximale pour une intensité de 2A et diminue ensuite au fur et à mesure que l'intensité Almen augmente.

## ABSTRACT

Shot-peening is a mechanical process currently used in the aerospace industry to improve the fatigue life of mechanical components. This procedure consists of projecting particles (shots), usually spherical, at a high speed, directly onto the surface of the treated components. The beneficial effect of this procedure is mainly attributed to the residual compression stresses induced in the region near the surface since these stresses reduce the stress level generated by the loads, thereby retarding the initiation and reducing the crack propagation rate.

Due to the impact of the shots, the material surface finish is modified by an increase in roughness. Recent research studies have indicated that the increase in fatigue life could be significantly affected by this characteristic. In fact, the increase in fatigue life due to shot-peening is consequently a result of the combined influences of the beneficial effect of residual compression stresses and the detrimental action of increased roughness. It is, therefore, important in the application of the process, to judiciously select different shot-peening parameters in order to obtain the best compromise between a high level of residual compression stresses and a low surface roughness.

The aim of the present study is to analyse the fatigue lives of samples of aluminium alloy 7050-T7451 shot-peened at different Almen intensities, by considering induced residual compression stresses and resulting roughness. The differences in Almen intensities, varying from 0A to 10A ( $1A = 0,001$  in. A) were obtained by varying the projection speed of the shots without changing any other shot-peening parameters. For this purpose, residual stresses and the resulting roughness were initially measured on both shot-peened and non-shot-peened samples. For each Almen intensity, fatigue tests were then done on the samples under constant amplitude loading; three levels of cyclic loading were considered (310, 345 and 379 MPa). During fatigue testing, the evolution of cracks was

observed and the crack lengths were measured by means of a two-video camera system with a magnifying factor of 50 X.

The results of roughness and residual stresses measurements show that the higher the Almen intensity, the larger the surface roughness and the deeper the residual compression stress field. However, the Almen intensity does not have a marked influence on the level of residual compression stress, neither on the maximum level.

Two finite element models were developed to establish the profile of residual stress field for the different shot-peening conditions considered: an axisymmetrical simple-impact model and a three dimensional multi-impact model. In both cases, Cowpers-Symonds law was chosen to characterize the behaviour of the impacted material. The axisymmetrical model allowed to study the influence of different associated parameters involved in this law. The values of the parameters giving the better correlation between measured and calculated stress fields were used as the entry data for the second finite element model. The stress distributions obtained with these two models show, in general, the same trends as the experimental results.

For all levels of cyclic loading tested, the experimental fatigue data show that the average life of the shot-peened samples is always larger than that of non-shot-peened ones. The increase in fatigue life for the former case is attributed to the residual compression stresses induced by the process. For each applied stress, the increase in fatigue life is maximum for the intensity of 2A and then this increase is reduced with an increase of the Almen intensity (4A, 6A, 8A and 10A). Furthermore, for an intensity of 2A, the results show that a larger increase in life ( $F.A_{vie}$  = the average life obtained/the average life of the non-shot-peened samples) is associated with a lower applied stress. In fact, the  $F.A_{vie}$  varies from 3,8 for an applied stress of 379 MPa to 30,6 for 310 MPa. This trend is also observed for an intensity of 4A, although the variation in  $F.A_{vie}$  is somewhat lower. For larger Almen intensities (6A, 8A and 10A), the  $F.A_{vie}$  varies only slightly with the load



level. For intensities larger than  $2A$ , surface and maximum compression stresses do not vary significantly and, despite the fact that the depth of residual compression stresses increases, the improvement in fatigue life is less marked due to the increase of the surface roughness.

The sites of crack initiation in the shot-peened samples were detected only when the crack had a length of 1 mm, approximately. For non-shot-peened samples, an initial length as small as 0,1 mm was observed. This particularity is explained by the fact that it is more difficult to observe a crack on a shot-peened surface than monitoring a crack on a non-shot-peened surface; this is due to the damage of the surface caused by the impact of the shots. All observed cracks were of the corner crack type which evolved in a quarter-circle form, approximately. For most cases, final lengths measured before final rupture were situated between 4,0 mm and 6,3 mm. For all test conditions considered, the period of propagation recorded represents only a small portion of total life.

For each test condition, the total fatigue life of a sample was calculated using the Navarro-Rios life prediction model. This model takes into account the distribution of residual stresses induced as well as the surface roughness; it allows for the evaluation of the crack propagation period starting from an initial length of the order of a half-grain. The results obtained using this model show that the shot-peening process has a favourable effect on the total fatigue life (life initiation and life propagation), reflecting correctly the test result trends. In fact, for each level of stress applied, the calculated life is maximum for an intensity of  $2A$  and then decreases with an increase of Almen intensity.

## TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE .....	iv
REMERCIEMENTS.....	v
RÉSUMÉ .....	vi
ABSTRACT .....	x
TABLE DES MATIÈRES .....	xiii
LISTE DES TABLEAUX .....	xvi
LISTE DES FIGURES .....	xix
LISTE DES PRINCIPAUX SYMBOLES.....	xxvi
 INTRODUCTION .....	 1
CHAPITRE 1 – REVUE BIBLIOGRAPHIQUE .....	5
1.1 Introduction.....	5
1.2 Procédé du grenaillage.....	5
1.2.1 Principe du grenaillage .....	5
1.2.2 Création et caractéristiques d'un champ de contraintes résiduelles .....	7
1.3 Méthodes de contrôle de l'opération de grenaillage.....	10
1.3.1 Intensité Almen.....	10
1.3.2 Taux de recouvrement .....	19
1.4 Paramètres de grenaillage .....	23
1.4.1 Propriétés des grenailles .....	23
1.4.2 Caractéristiques du jet.....	29
1.4.3 Propriétés du matériau traité .....	31
1.4.4 Influence sur l'état de la pièce traitée .....	32
1.5 Influence du grenaillage sur la vie en fatigue .....	40
1.5.1 Effet d'un champ de contraintes résiduelles de compression .....	40
1.5.2 Effet de la rugosité et des endommagements en surface .....	41

1.5.3 Influence de l'intensité Almen.....	43
1.6 Modèles d'éléments finis pour le calcul des contraintes résiduelles induites par grenailage.....	45
1.6.1 Géométrie des modèles d'éléments finis .....	46
1.6.2 Lois de comportement des matériaux de la pièce impactée et des grenailles...50	
1.6.3 Coefficient de frottement .....	52
1.6.4 Nombre d'impacts modélisés au même point.....	53
1.7 Évaluation de la vie en fatigue.....	54
1.7.1 Modèle de Navarro-Rios.....	55
1.7.2 Calcul de la vie en fatigue .....	57
1.7.3 Application du modèle.....	66
1.7.4 Modèle N-R modifié en fonction de la rugosité en surface.....	68
1.8 Conclusion .....	69
 CHAPITRE 2 - PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE.....	71
2.1 Matériau utilisé .....	71
2.2 Échantillons .....	73
2.3 Procédé de grenailage .....	74
2.4 Mesure de rugosité.....	77
2.5 Mesures des contraintes résiduelles.....	77
2.6 Essais de fatigue .....	79
2.7 Suivi de fissures par caméra .....	80
2.8 Conclusion .....	82
 CHAPITRE 3 - CONTRAINTES RÉSIDUELLES INDUITES PAR GRENAILLAGE.....	83
3.1 Contraintes résiduelles mesurées .....	83
3.2 Contraintes résiduelles calculées .....	87
3.2.1 Modèle axisymétrique à impact simple .....	90
3.2.2 Modèle tridimensionnel à impacts multiples.....	107

3.3 Conclusion .....	122
 CHAPITRE 4 - EFFET DU GRENAILLAGE SUR LA VIE EN FATIGUE ET SUR LA PROPAGATION DE FISSURE.....	 123
4.1 Résultats des essais de fatigue .....	123
4.2 Influence des phénomènes dus au grenaillage sur la vie en fatigue .....	130
4.2.1 Rugosité mesurée en fonction de l'intensité Almen .....	130
4.2.2 Contraintes résiduelles mesurées en fonction de l'intensité Almen .....	133
4.2.3 Influence de la rugosité et des contraintes résiduelles de compression sur la vie en fatigue .....	137
4.3 Caractéristiques de l'évolution des fissures mesurées .....	140
4.4 Prévion de vie à l'aide du modèle de Navarro-Rios .....	143
4.4.1 Paramètres d'entrée .....	143
4.4.2 Étapes de calculs.....	151
4.4.3 Modélisation de l'évolution des fissures .....	154
4.4.4 Résultats de prévion de vie .....	158
4.5 Conclusion .....	161
 CONCLUSIONS .....	 164
RECOMMANDATIONS .....	167
RÉFÉRENCES .....	169

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 – Paramètres utilisés pour étudier l’influence de l’intensité Almen sur la valeur du paramètre <i>R.M.S. (Ra)</i> de la rugosité en surface (Balcar et Maltby, 1981) .....	14
Tableau 1.2 – Types de grenaillage les plus fréquemment utilisés (SAE HS-84, 2001) .....	24
Tableau 1.3 – Normes de densité SAE pour les différents types de grenaillage.....	25
(SAE HS-84, 2001).....	25
Tableau 1.4 – Normes de dureté SAE pour les différents types de grenaillage (SAE HS-84, 2001) .....	26
Tableau 1.5 – Abréviations utilisées pour les différents types de grenaillages.....	26
(SAE HS - 84, 2001).....	26
Tableau 1.6 – Diamètres de grenaillages disponibles sur le marché (SAE HS-84, 2001) ..	27
Tableau 1.7 – Paramètres de grenaillage utilisés pour étudier l’influence du diamètre et de la dureté des grenaillages, pour des échantillons d’acier AISI 4140 (Wick <i>et al</i> , 1999).....	33
Tableau 1.8 – Paramètres de grenaillage considérés pour étudier l’influence de la pression du jet sur des échantillons d’acier AISI 4140 (Wick <i>et al</i> , 1999) .....	34
Tableau 1.9 – Dureté des échantillons d’acier AISI 4140 après avoir subi différents traitements thermiques (Wick <i>et al</i> , 1999) .....	36
Tableau 1.10 – Influence de l’augmentation de la valeur des paramètres de grenaillage sur l’intensité Almen, la distribution des contraintes résiduelles et la rugosité en surface .....	39
Tableau 2.1 – Composition chimique en poids de l’alliage d’aluminium Al7050 (The Aluminium association, 2006).....	72
Tableau 2.2 – Propriétés mécaniques de l’alliage Al7050-T7451 (direction L) (MMPDS-01, 2003) .....	72

Tableau 2.3 – Paramètres de grenaillage sélectionnés en fonction de l'intensité Almen..	76
Tableau 2.4 – Programme d'essais de fatigue ( $R = 0,05$ , $f = 10,0$ Hz).....	80
Tableau 2.5 – Programme de suivi de fissures ( $R = 0.05$ , $f = 10,0$ Hz).....	81
Tableau 3.1 – Valeurs des contraintes résiduelles mesurées suivant la direction du laminage de la plaque, à différentes profondeurs sous la surface traitée et pour chaque intensité Almen.....	84
Tableau 3.2 – Propriétés des billes de céramique Z425 .....	88
Tableau 3.3 – Vitesse de projection des billes Z425 en fonction de l'intensité Almen (A) .....	89
Tableau 3.4 – Taille des éléments utilisée pour l'étude de convergence du modèle axisymétrique.....	94
Tableau 3.5 – Influence de la vitesse de projection sur les valeurs des contraintes $\sigma_{r.c.surf}$ et $\sigma_{r.c.max}$ (direction $x$ ) et sur la profondeur à laquelle $\sigma_{r.c.max}$ est induite, selon le modèle d'éléments finis axisymétrique .....	102
Tableau 3.6 – Taille des éléments utilisés pour l'étude de convergence du modèle tridimensionnel .....	111
Tableau 3.7 – Influence de la vitesse de projection des billes sur les valeurs des contraintes $\sigma_{r.c.surf}$ et $\sigma_{r.c.max}$ (direction $x$ ) et de la profondeur à laquelle $\sigma_{r.c.max}$ est induite, sous le point d'impact central (B9) pour un modèle tridimensionnel .....	114
Tableau 3.8 – Contraintes résiduelles en surface et maximale, calculées au point P1 et mesurées, pour différentes vitesses de projection (intensité Almen) .....	120
Tableau 4.1 – Vie en fatigue des échantillons non grenaillés et des échantillons grenaillés, aux trois niveaux de chargement cyclique.....	124
Tableau 4.2 – Vie moyenne en fatigue des échantillons non grenaillés et des échantillons grenaillés, aux trois niveaux de chargement cyclique .....	125
Tableau 4.3 – Rapport entre la vie maximale et la vie minimale pour toutes les conditions d'essais de fatigue.....	127

Tableau 4.4 - Facteur d'augmentation de vie, $F.A_{vie}$ , pour toutes les conditions d'essais de fatigue .....	128
Tableau 4.5 - Paramètres de rugosité mesurés, $Ra$ , $Rz$ , $Rt$ et $RSm$ , pour chaque niveau d'intensité Almen.....	131
Tableau 4.6 – Facteurs d'augmentation de rugosité $F.A_{Ra}$ , $F.A_{Rz}$ , $F.A_{Rt}$ et $F.A_{RSM}$ pour chaque niveau d'intensité Almen.....	132
Tableau 4.7 – Facteurs d'augmentation des contraintes résiduelles de compression en surface ( $F.A_{c.r.c.surf}$ ) et maximale ( $F.A_{c.r.c.max}$ ) pour chaque niveau d'intensité Almen .....	134
Tableau 4.8 – Aire sous la courbe des distributions de contraintes résiduelles de compression pour chaque niveau d'intensité Almen .....	135
Tableau 4.9 – Facteur d'augmentation de l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression ( $F.A_{c.r.c.aire}$ ) en fonction de l'intensité Almen.....	136
Tableau 4.10 – Valeurs des paramètres d'entrée du modèle de Navarro-Rios pour le calcul de la vie d'échantillons d'alliage d'aluminium 7050-T7451 non grenillés et grenillés.....	144
Tableau 4.11 – Facteur de concentration de contrainte dû à la rugosité ( $K_{t rug}$ ) pour chaque niveau d'intensité Almen.....	145
Tableau 4.12 – Valeurs de $A_2$ et $m_2$ du modèle de Navaros-Rios pour les différents niveaux de la contrainte maximale appliquée.....	146
Tableau 4.13 – Comparaison entre la vie en fatigue calculée à l'aide du modèle de Navarro-Rios (N-R) et les valeurs moyennes expérimentales (EXP), pour toutes les intensités Almen et les trois niveaux de chargement considérés .....	160

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 – Application du procédé de grenaillage à une pièce mécanique.....	6
Figure 1.2 – Illustration schématique de la création d'un champ de contraintes résiduelles par grenaillage (Slim, 1995) .....	8
Figure 1.3 – Illustration schématique de la contrainte résultante obtenue par la superposition de l'effet de martelage et de l'effet de Hertz (Slim, 1995) .....	9
Figure 1.4 - Illustration schématique d'un profil typique du champ de contraintes résiduelles induites par grenaillage (Bernard <i>et al</i> , 2004) .....	9
Figure 1.5 - Matériel nécessaire à la mesure de l'intensité Almen (Bernard <i>et al</i> , 2004) .	11
Figure 1.6 - Représentation schématique d'une courbe de saturation .....	12
Figure 1.7 – Distributions des contraintes résiduelles dans des échantillons d'alliage d'aluminium Al7020, pour des intensités Almen de 0,2 mmA et 0,3 mmA (Herzog <i>et al</i> , 1996) .....	13
Figure 1.8 – Distributions des contraintes résiduelles dans des échantillons d'acier X35CrMo17, pour des intensités Almen de 0,1 mmA et 0,2 mmA (Herzog <i>et al</i> , 1996) .....	14
Figure 1.9 – Influence de l'intensité Almen sur la rugosité en surface ( <i>RMS</i> ) d'échantillons en acier inoxydable AISI 316 (Balcar et Maltby, 1981) .....	15
Figure 1.10 – Influence de l'intensité Almen sur la rugosité en surface ( <i>RMS</i> ) d'échantillons en alliage d'aluminium 2024-T351 (Balcar et Maltby, 1981) .....	16
Figure 1.11 – Influence de l'intensité Almen sur la rugosité en surface ( <i>RMS</i> ) d'échantillons en alliage d'aluminium 7075-T6 (Balcar et Maltby, 1981) .....	17
Figure 1.12 – Illustration des paramètres de rugosité <i>Ra</i> , <i>Rt</i> , <i>Rz</i> et <i>RSm</i> .....	18
Figure 1.13 – Représentation schématique de l'évolution du taux de recouvrement (Kirk, 1999) .....	19
Figure 1.14 – Évolution du taux de recouvrement en fonction du temps de grenaillage (secondes) (Kirk, 1999) .....	20



Figure 1.15 – Influence du taux de recouvrement (100% et 1000%) sur la distribution de contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier 14NC11 (Fathallah <i>et al</i> , 1994)	21
Figure 1.16 – Influence du taux de recouvrement (100% à 1000%) sur la distribution de contraintes résiduelles pour des échantillons d'alliage de Nickel Udimet 720 (Fathallah <i>et al</i> , 1994)	22
Figure 1.17 - Influence du taux de recouvrement (0% à 300%) sur la rugosité ( $R_t$ , $R_z$ et $R_a$ ) pour des échantillons d'acier E460 (Gentil <i>et al</i> , 1987)	23
Figure 1.18 – Grenailles de forme sphérique, fabriquées en céramique (Fabricant de billes, Saint-Gobain )	24
Figure 1.19 – Illustration d'un nouveau lot de grenailles (Castex <i>et al</i> , 1988)	28
Figure 1.20 – Illustration d'un lot usagé de grenailles (Castex <i>et al</i> , 1988)	28
Figure 1.21– Illustration des formes acceptables et inacceptables de grenailles (MIL-S-13165C)	29
Figure 1.22 – Illustration schématique d'une machine de grenaillage pneumatique (Bernard <i>et al</i> , 2004)	30
Figure 1.23 – Influence de la pression et du débit massique sur la vitesse des grenailles pour des grenailles projetées avec une machine pneumatique (Linneman <i>et al</i> , 1996)	31
Figure 1.24 – Influence du diamètre et de la dureté des grenailles sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier AISI 4140 T450 (Wick <i>et al</i> , 1999)	33
Figure 1.25 – Influence du diamètre et de la dureté des grenailles sur la rugosité en surface pour des échantillons d'acier AISI 4140 de différentes duretés (différents traitements thermiques) (Wick <i>et al</i> , 1999)	33
Figure 1.26 – Influence de la pression du jet (vitesse des grenailles) sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier AISI 4140 « Quenched » (Wick <i>et al</i> , 1999)	35

Figure 1.27 – Influence de la pression du jet (vitesse des grenailles) et de la dureté des grenailles sur la rugosité en surface pour des échantillons d'acier AISI 4140 ayant différentes duretés obtenues par différents traitements thermiques (Wick <i>et al</i> , 1999) .....	35
Figure 1.28 – Influence de la dureté de la pièce traitée (acier AISI 4140 ayant subi différents traitements thermiques) sur la distribution des contraintes résiduelles (Wick <i>et al</i> , 1999) .....	36
Figure 1.29 - Influence de l'angle de projection sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier SAE1070 (Fathallah <i>et al</i> , 1994) .....	38
Figure 1.30 - Influence de l'angle de projection sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons Waspaloy (Fathallah <i>et al</i> , 1994) .....	38
Figure 1.31 - Influence de l'augmentation des paramètres de grenaillage sur la distribution des contraintes résiduelles .....	39
Figure 1.32 – Illustration schématique de l'influence d'un champ de contraintes résiduelles pour un chargement a) en traction uniforme; b) en flexion .....	41
(Bernard <i>et al</i> , 2004) .....	41
Figure 1.33 – État de surface typique après grenaillage (Sharp <i>et al</i> , 2001) .....	42
Figure 1.34 – Soulèvement des grains de la surface dû à une pression ou un temps de grenaillage excessif (Sharp <i>et al</i> , 2001) .....	42
Figure 1.35 – Coupures en surface dues à un mauvais contrôle de la qualité des grenailles (Sharp <i>et al</i> , 2001) .....	42
Figure 1.36 – Influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue pour d'échantillons d'alliage d'aluminium 7075-T6 ( $\sigma_{\max} = 50$ ksi (345 MPa) et $R = 0,1$ ) (Simpson, 1985) .....	44
Figure 1.37 – Influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue d'échantillons d'alliage d'aluminium 7075-T6 et 7075-T73 (Sharp et Clark, 2001) .....	45
Figure 1.38 - Géométrie d'un modèle axisymétrique (Drouin, 2006) .....	48
Figure 1.39 – Exemples de quatre modèles d'éléments finis tridimensionnels (Drouin, 2006) .....	50

Figure 1.40 – Influence du taux de déformation sur la limite d'écoulement.....	51
(Premack et Douglas, 1995) .....	51
Figure 1.41 – Influence du coefficient de frottement sur la distribution des contraintes résiduelles (Drouin, 2006) .....	53
Figure 1.42 – Influence d'impacts multiples en un même point sur la distribution des contraintes résiduelles (Drouin, 2006).....	54
Figure 1.43 - Illustration schématique du modèle de Navarro-Rios (Curtis <i>et al</i> , 2003) ..	57
Figure 1.44 – Illustration typique de la contrainte d'arrêt (équ. 1.15) en fonction de la longueur de fissure (Curtis <i>et al</i> , 2003) .....	63
Figure 1.45 – a) Contrainte résiduelle de compression (équ. 1.16) en fonction de la profondeur pour un échantillon grenailé en alliage d'aluminium Al2024-T351; b) moyenne de contraintes correspondant aux longueurs de fissures pour chaque intervalle (De los Rios <i>et al</i> , 2000).....	65
Figure 1.46 – Comparaison entre la vie en fatigue obtenue expérimentalement et la vie en fatigue calculée par le modèle de Navarro-Rios pour des échantillons grenailés et non-grenailés d'aluminium Al 2024-T351 (De Los Rios <i>et al</i> , 2000) .....	67
 Figure 2.1 - Courbe de contrainte-déformation typique en traction de l'alliage Al7050-T7451 à température ambiante (MMPDS-01, 2003).....	72
Figure 2.2 – Géométrie des échantillons pour essais de fatigue sous chargement uniaxial .....	73
Figure 2.3 – Facteur de concentration de contrainte en fonction de la géométrie d'échantillons plats (Peterson, 1974).....	74
Figure 2.4 – Illustration de la machine et des composantes nécessaires au grenailage....	75
Figure 2.5 – Illustration schématique de l'équation de Bragg (Pardue et Lowery, 1991).	78
Figure 2.6 – Banc d'essai de la machine servo-hydraulique MTS et panneau de contrôle et d'acquisition des données .....	79

Figure 3.1 – Variation des contraintes résiduelles mesurées selon la direction du laminage de la plaque, en fonction de la profondeur, pour différentes intensités Almen (résultats reproduits avec l'autorisation de L-3 Communications MAS, Canada)....	86
Figure 3.2 – Vitesse de projection des billes Z425 en fonction de l'intensité Almen (A) (Fabricant de billes, Saint-Gobain ).....	89
Figure 3.3 – Modélisation de la courbe de contrainte-déformation de l'alliage d'aluminium Al7050-T7451 à l'aide d'un loi bilinéaire, selon la direction longitudinale; $E = 71,0$ GPa; $P_{e-p} = 414,0$ MPa et $E_T = 21,0$ GPa.....	92
Figure 3.4 – Géométrie du modèle axisymétrique.....	93
Figure 3.5 – Influence de la taille des éléments du modèle axisymétrique sur la distribution des contraintes résiduelles (direction $x$ ), en fonction de la profondeur (direction $z$ ) : a) $V_{\text{bille}} = 12,7$ m/s; b) $V_{\text{bille}} = 63,5$ m/s.....	95
Figure 3.6 – Influence du mode d'écrouissage de la loi de comportement de Cowper-Symonds sur la distribution des contraintes résiduelles (direction $x$ ) en fonction de la profondeur (direction $z$ ), pour une vitesse de 38,1 m/s (6A) .....	97
Figure 3.7 – Influence de la valeur de la contrainte au point de transition élastique-plastique $P_{e-p}$ sur la distribution des contraintes résiduelles (direction $x$ ) en fonction de la profondeur (direction $z$ ), pour une vitesse de bille de 38,1 m/s (6A) et pour $E_T = 21,0$ GPa .....	100
Figure 3.8 – Influence de la valeur du module tangent sur la distribution des contraintes résiduelles (direction $x$ ) en fonction de la profondeur (direction $z$ ), pour une vitesse de bille de 38,1 m/s (6A) pour $P_{e-p} = 414$ MPa.....	100
Figure 3.9 – Influence de la vitesse de projection des billes sur la distribution des contraintes résiduelles (direction $x$ ) en fonction de la profondeur (direction $z$ ) pour le modèle d'éléments finis axisymétrique .....	102
Figure 3.10 – Distributions des contraintes résiduelles calculées et mesurées, en fonction de la profondeur (direction $z$ ), pour cinq vitesses de bille (modèle axisymétrique) et pour cinq intensités Almen .....	106
Figure 3.11 – Géométrie du modèle d'éléments finis tridimensionnel à neuf billes.....	109

Figure 3.12 - Position du centre des neuf billes sur la surface impactée, plan (x,y) .....	110
Figure 3.13 – Influence du maillage du modèle tridimensionnel sur la distribution des contraintes résiduelles (direction $x$ ) sous le point d'impact central (B9), en fonction de la profondeur (direction $z$ ) : a) $V_{bille} = 12,7$ m/s; b) $V_{bille} = 63,5$ m/s .....	112
Figure 3.14 - Influence de la vitesse de projection des billes sur la distribution des contraintes résiduelles (direction $x$ ) en fonction de la profondeur (direction $z$ ), sous le point d'impact central (B9) pour un modèle tridimensionnel.....	114
Figure 3.15 - Position des points P1, P2 et P3 et position du point d'impact des neuf billes B1 à B9 dans le plan (x, y).....	115
Figure 3.16 – Distributions des contraintes résiduelles en fonction de la profondeur, calculées à l'aide du modèle tridimensionnel (P1, P2 et P3) et à l'aide du modèle axisymétrique, pour cinq vitesses de billes, comparées aux valeurs mesurées pour cinq intensités Almen .....	119
 Figure 4.1 – Vie en fatigue en fonction de l'intensité Almen pour les trois niveaux de chargement cyclique : a) 310 MPa; b) 345 MPa; c) 379 MPa.....	126
Figure 4.2 - Facteur d'augmentation de vie, $F.A._{vie}$ , en fonction de l'intensité Almen pour trois niveaux de chargement .....	128
Figure 4.3 – Vie moyenne en fatigue en fonction de la contrainte maximale pour différentes intensités Almen .....	129
Figure 4.4 – Paramètres de rugosité mesurés $Ra$ , $Rz$ et $Rt$ en fonction de l'intensité Almen .....	131
Figure 4.5 – Facteurs d'augmentation de rugosité $F.A._{Ra}$ , $F.A._{Rz}$ , $F.A._{Rt}$ et $F.A._{RSM}$ en fonction de l'intensité Almen .....	132
Figure 4.6 – Facteurs d'augmentation des contraintes résiduelles de compression en surface ( $F.A._{c.r.c.surf}$ ) et maximale ( $F.A._{c.r.c.max}$ ) en fonction de l'intensité Almen...	134
Figure 4.7 - Aire sous la courbe des distributions de contraintes résiduelles de compression en fonction de l'intensité Almen .....	135

Figure 4.8 - Facteur d'augmentation de l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression ( $F.A_{c.r.c.aire}$ ) en fonction de l'intensité Almen .....	136
Figure 4.9 – Variation des facteurs d'augmentation $F.A_{vie_{345MPa}}$ , $F.A_{Rt}$ , $F.A_{c.r.c.surf}$ , $F.A_{c.r.c.max}$ et $F.A_{c.r.c.aire}$ en fonction de l'intensité Almen .....	138
Figure 4.10 – Évolution des fissures en fonction du nombre de cycles appliqués, pour toutes les valeurs d'intensité Almen et les trois niveaux de chargement .....	142
Figure 4.11 – Contraintes résiduelles mesurées et calculées à l'aide de l'équation 1.16, en fonction de la profondeur.....	150
Figure 4.12 – Illustration typique des valeurs de $CTOD$ calculées à l'aide du modèle de Navarro-Rios, en fonction de la longueur de fissure (équation 1.2).....	152
Figure 4.13 – Illustration typique de la fonction $1/(CTOD)^m_2$ calculée à l'aide du modèle de Navarro-Rios, en fonction de la longueur de fissure .....	154
Figure 4.14 – Variation de la longueur de fissure calculée en fonction du nombre de cycles appliqués, pour les trois niveaux de chargement et les différents niveaux d'intensité Almen.....	156
Figure 4.15 – Illustration des régimes d'évolution d'une fissure pour l'intensité Almen 6A et la contrainte maximale 345 MPa .....	158
Figure 4.16 – Comparaison entre la vie en fatigue calculée à l'aide du modèle de Navarro-Rios et les vies moyennes expérimentales, pour toutes les intensités Almen et les trois niveaux de chargement considérés .....	161

## LISTE DES PRINCIPAUX SYMBOLES

$a$	Longueur de la fissure
$A$	Paramètre $A$ est associé au type de dislocations
$A_1$	Constante du matériau pour l'équation de Paris
$A_2$	Constante du matériau pour l'équation du CTOD
$b$	Vecteur Burgers
$c$	Position de la fin du joint de grain
$C$	Constante du matériau de l'équation de Cowper-Symonds
$CTOD$	Crack tip opening displacement (ouverture en fond de fissure)
$D$	Diamètre d'un grain
$E$	Module de Young
$E_{pl}$	Module d'écrouissage plastique
$E_T$	Module tangent
$F.A._{vie}$	Facteur d'augmentation de la vie en fatigue
$F.A._{Ra}$ , $F.A._{Rz}$ , $F.A._{Rb}$ et $F.A._{RSm}$	Facteur d'augmentation des paramètres de rugosité
$F.A._{c.r.c.surf}$	Facteur d'augmentation de la contrainte résiduelle de compression en surface
$F.A._{c.r.c.max}$	Facteur d'augmentation de la contrainte résiduelle de compression maximale
$F.A._{c.r.c.aire}$	Facteur d'augmentation de l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression
$G$	Module de cisaillement
$h_{axi}$	Hauteur de la zone raffinée du modèle d'éléments finis axisymétrique
$h_m$	Hauteur de la zone raffinée du modèle d'éléments finis
$H_{axi}$	Hauteur totale du modèle d'élément finis axisymétrique
$H_m$	Hauteur totale du modèle d'élément finis
$i$	Nombre de demi-grains affectés par le processus de fatigue
$K$	Facteur d'intensité de contrainte
$K_t$	Facteur de concentration de contrainte géométrique
$K_{t\ rug}$	Facteur de concentration de contrainte dû à la rugosité
$L$	Sens du laminage
$l_m$	Largeur de la zone raffinée du modèle d'éléments finis
$L_m$	Largeur totale du modèle d'élément finis
$LT$	Direction transversale-longue au laminage
$m_1$	Constante du matériau pour l'équation de Paris
$m_2$	Constante du matériau pour l'équation du CTOD
$n_1$	Position adimensionnelle du bout de la fissure

$n_c$	Longueur adimensionnelle finale de la fissure
$n_s$	Longueur adimensionnelle initiale de la fissure
$N_p$	Nombre de cycles à rupture
$p$	Constante du matériau de l'équation de Cowper-Symonds
$P_{e-p}$	Contrainte au point de transition élastique-plastique
$r_o$	Épaisseur d'un joint de grain
$R$	Rapport de la contrainte minimale sur la contrainte maximale
$Ra, Rt, Rz$ et $Rsm$	Paramètres servant à mesurer la rugosité d'une surface
$R_b$	Rayon de la bille
$r_{axi}$	Rayon de la zone raffinée du modèle d'éléments finis axisymétrique
$R_{axi}$	Rayon du modèle d'élément finis axisymétrique
$S_Y$	Contrainte d'écoulement
$S_{Ycyclique}$	Contrainte d'écoulement cyclique
$ST$	Direction transversale-courte au laminage
$Z$	Facteur d'entaille
$\sigma_{max}$	Contrainte maximale appliquée
$\sigma_o$	Limite d'écoulement initiale
$\sigma_1$	Contrainte qui s'oppose à l'ouverture de la fissure
$\sigma_2$	Contrainte qui s'oppose à la déformation plastique dans la zone située en avant du front de fissure
$\sigma_3$	Contrainte résultante au joint de grain
$\sigma_c$	Résistance du joint de grain à l'expansion de la plasticité
$\sigma_{r.c.surf}$	Contrainte de compression en surface
$\sigma_{r.c.max}$	Contrainte de compression maximale
$\sigma_{FS}$	Limite d'endurance en fatigue
$\sigma_{arrêt}$	Contrainte d'arrêt
$\sigma_R$	Contraintes résiduelles
$\sigma_u$	Contrainte ultime
$\sigma_x$	Contrainte résiduelle suivant x
$\beta$	Paramètre d'écrouissage
$\mu$	Coefficient de frottement
$\nu$	Coefficient de Poisson
$\lambda$	Longueur d'onde
$\theta$	Angle d'incidence des rayons X
$d$	Distance entre les plans atomiques
$f$	Fréquence de chargement d'un essai de fatigue
$\varepsilon_{eff}^{pl}$	Déformation plastique efficace
$\dot{\varepsilon}$	Taux de déformation



## INTRODUCTION

### *Problème posé*

Le grenaillage de précontrainte est un procédé couramment utilisé dans l'industrie aéronautique afin d'améliorer la résistance en fatigue des éléments structuraux. Ce procédé consiste à projeter à grande vitesse des particules de forme généralement sphérique (grenailles) directement sur la surface des composantes. L'impact des grenailles modifie principalement l'état de la pièce traitée par le biais de deux phénomènes, soit : la création d'un champ de contraintes résiduelles de compression dans une mince couche en surface et la modification de l'état de surface qui est caractérisée par une augmentation de la rugosité. Le niveau des contraintes résiduelles induites et la valeur de la rugosité résultante sont fonction des paramètres de grenaillage. Les paramètres ayant un effet important sont : le diamètre, la vitesse, l'angle de projection, la nature des grenailles et le temps de grenaillage par unité de surface. L'amélioration de la vie en fatigue des pièces grenaillées est principalement due aux contraintes résiduelles de compression induites par ce procédé.

Pendant plusieurs années, le procédé de grenaillage de précontrainte a été étudié en ne considérant que le niveau des contraintes résiduelles induites dans les pièces traitées. Les paramètres de grenaillage étaient ainsi choisis de façon à obtenir des niveaux élevés de contraintes résiduelles en compression. Cependant, l'obtention de résultats expérimentaux non consistants a amené les travaux de recherche à considérer également l'influence de la rugosité résultante sur la vie en fatigue. Ces travaux ont démontré que l'augmentation de la rugosité, causée par l'impact des grenailles, pouvait réduire de façon significative l'amélioration de la vie en fatigue; si le procédé n'est pas bien contrôlé, le grenaillage peut causer une augmentation excessive de la rugosité qui peut aller jusqu'à annuler complètement l'effet bénéfique des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue.

Dans le but de choisir un procédé de grenaillage qui permette de maximiser l'amélioration de la vie en fatigue d'une pièce donnée, il est nécessaire de connaître et de contrôler chacun des paramètres du procédé; l'amélioration de la vie en fatigue d'une pièce donnée est ainsi maximisée par un choix judicieux de paramètres qui permet d'obtenir le meilleur compromis entre un niveau de contraintes résiduelles de compression élevé et une faible rugosité en surface. Quoique ces phénomènes soient désormais connus, très peu de travaux de recherche ont étudié conjointement la vie en fatigue, les contraintes résiduelles induites et la rugosité résultante pour un matériau donné.

### ***Objectif***

Le but de ce mémoire est d'acquérir une meilleure compréhension des phénomènes causés par le procédé de grenaillage qui influencent la vie en fatigue de l'alliage d'aluminium Al7050-T7451 et d'identifier les conditions qui la maximisent. Pour ce faire, il a été choisi d'étudier la vie en fatigue, le niveau des contraintes résiduelles induites ainsi que la rugosité résultante pour différentes vitesses de projection des grenailles (différentes intensités Almen). L'alliage d'aluminium Al7050-T7451 a été choisi pour cette étude car ce matériau est couramment utilisé pour la production de différents éléments structuraux d'avions grenaillés. Les paramètres sélectionnés ont été choisis pour reproduire les conditions de grenaillage de L3-Communications MAS, Canada.

### ***Méthodologie du projet***

La première étape du projet consiste à évaluer les contraintes résiduelles induites pour les vitesses sélectionnées. Pour ce faire, des échantillons ont été grenaillés à ces vitesses en utilisant un échantillon par vitesse de grenaillage. Pour chacune des vitesses, les contraintes résiduelles induites dans les échantillons ont été mesurées à différentes profondeurs sous la surface à l'aide de la méthode par diffraction aux rayons X. De plus, comme la mesure des contraintes résiduelles est un procédé coûteux, deux modèles

d'éléments finis ont été développés à l'aide du logiciel LS-Dyna afin de déterminer les contraintes résiduelles induites pour chacune des conditions expérimentales testées. Les distributions des contraintes résiduelles obtenues à l'aide de ces modèles seront comparées à celles mesurées expérimentalement.

La deuxième étape du projet consiste à examiner la vie en fatigue en fonction de la vitesse de projection des grenailles. Des échantillons ont été grenailés à chacune des vitesses considérées et utilisant un échantillon par vitesse de grenaille. La rugosité des échantillons grenailés et non grenailés a d'abord été mesurée. Les échantillons ont ensuite été soumis à des essais de fatigue sous chargement uniaxiale jusqu'à rupture. L'évolution des fissures a été observée en mesurant la longueur de ces dernières pour chacune des conditions d'essais.

Finalement, un modèle de prévision de vie en fatigue issu de la littérature a été développé pour calculer la vie totale des échantillons grenailés et non grenailés. Ce modèle permet de prendre en compte les distributions de contraintes induites ainsi que la rugosité résultante en surface. Pour chacune des conditions expérimentales, les vies en fatigue ont été calculées et comparées aux résultats expérimentaux obtenus.

### ***Organisation du mémoire***

Le mémoire est divisé en quatre chapitres. Le premier chapitre présente une revue de la littérature couvrant le procédé de grenailage, les méthodes de contrôle de la qualité du procédé ainsi que l'influence des paramètres importants du procédé sur la vie en fatigue. De plus, ce premier chapitre résume différents modèles d'éléments finis permettant d'établir les distributions de contraintes résiduelles dues au grenailage ainsi qu'un modèle de calcul servant à évaluer la vie en fatigue d'échantillons grenailés et non grenailés.

Le deuxième chapitre décrit les procédures expérimentales. Les caractéristiques de l'alliage étudié, la géométrie des échantillons usinés et les procédures d'application du procédé de grenaillage sont détaillées. Les techniques utilisées pour mesurer la rugosité et les contraintes résiduelles sont ensuite décrites. Enfin, les procédures expérimentales utilisées pour réaliser les essais de fatigue et pour mesurer les longueurs de fissures au cours de ces essais sont présentées.

Le troisième chapitre est consacré à l'étude des contraintes résiduelles induites par le grenaillage. Les valeurs des contraintes résiduelles mesurées par la méthode de diffraction par rayons-X pour les différentes vitesses de grenaillage considérées sont d'abord présentées. Deux modèles d'éléments finis sont ensuite décrits. Le premier est bidimensionnel (axisymétrique) et il permet de calculer le champ de contraintes résiduelles induit par un impact simple. Le deuxième modèle est tridimensionnel et il a été utilisé pour simuler l'effet de plusieurs impacts. Les champs de contraintes résiduelles obtenus à l'aide de ces deux modèles sont discutés et comparés aux valeurs expérimentales mesurées.

Le dernier chapitre aborde dans un premier temps les résultats des vies totales en fatigue obtenues en fonction de la vitesse des grenailles. Ces résultats sont ensuite analysés en tenant compte des contraintes résiduelles mesurées et de la rugosité obtenue pour chacune des vitesses étudiées. L'évolution des fissures mesurée pour chacune des conditions étudiées est décrite. Finalement, ce chapitre présente l'évolution des fissures ainsi que les vies totales calculées à l'aide d'un modèle de prévision de vie. Les résultats de ce modèle sont comparés avec les résultats expérimentaux obtenus.

La conclusion de ce mémoire résume les résultats importants obtenus et propose différentes pistes pour des travaux à venir.

## **CHAPITRE 1 – REVUE BIBLIOGRAPHIQUE**

### **1.1 Introduction**

Le grenaillage de précontrainte est reconnu comme un procédé efficace pour améliorer la vie en fatigue des composantes mécaniques par l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles de compression en surface de la pièce grenaillée. Dans cette revue bibliographique, le procédé de grenaillage est présenté, les méthodes de contrôle de la qualité du procédé sont décrites et l'influence des paramètres importants du procédé sur la vie en fatigue est examinée. De plus, des modèles d'éléments finis permettant de déterminer les distributions de contraintes résiduelles dues au grenaillage sont exposés. Finalement, un modèle de calcul servant à évaluer la vie en fatigue d'échantillons grenailés est décrit.

### **1.2 Procédé du grenaillage**

Dans cette section, le procédé de grenaillage est sommairement expliqué. Les caractéristiques du champ de contraintes résiduelles induit par l'impact des grenailles, pour la région en surface, sont présentées.

#### **1.2.1 Principe du grenaillage**

Le grenaillage de précontrainte est un procédé d'écrouissage à froid où des particules de forme généralement sphérique, appelées grenailles, sont projetées directement sur la surface de composantes métalliques (Figure 1.1). Les paramètres importants à contrôler lors de l'application du procédé sont le diamètre, la vitesse, l'angle de projection, la nature des grenailles et le temps de grenaillage par unité de surface.



**Figure 1.1 – Application du procédé de grenaillage à une pièce mécanique**

L'impact des grenailles modifie l'état de la pièce grenillée par le biais de deux phénomènes, soit :

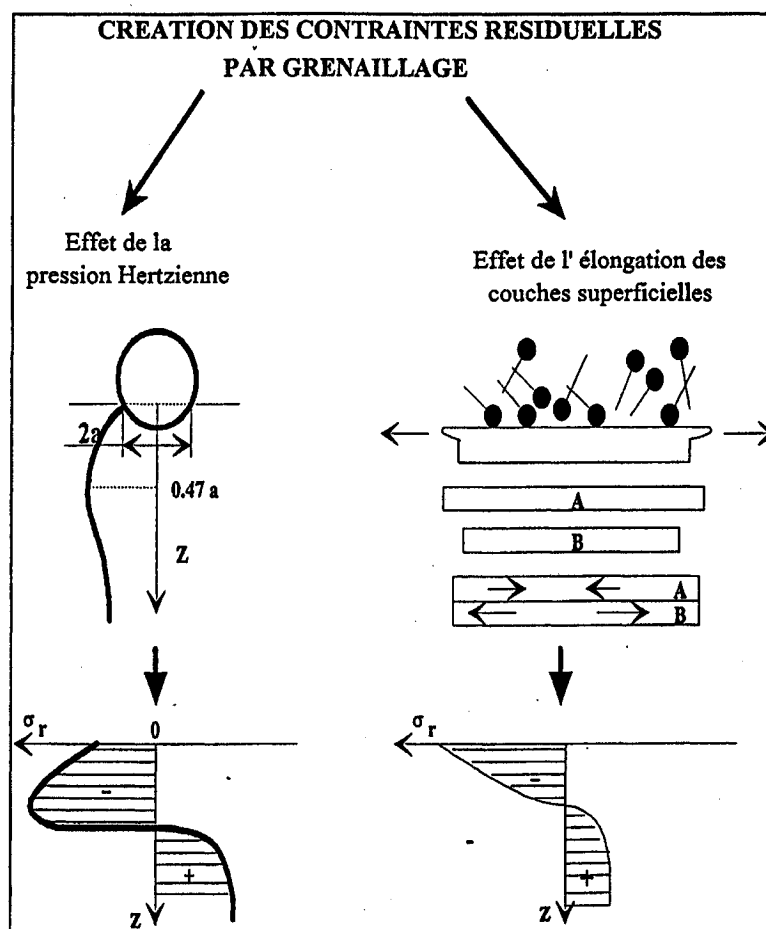
1. la création de déformations plastiques en surface qui induisent un champ de contraintes résiduelles;
2. la modification de l'état de surface qui entraîne une augmentation de la rugosité et un endommagement en surface.

Ces deux phénomènes ont une influence antagoniste sur la vie en fatigue. En effet, l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles en compression conduit à une augmentation de la vie en fatigue alors que l'augmentation de la rugosité et l'endommagement de la surface ont pour effet de diminuer la vie en fatigue (Sharp et Clark, 2001). Ces phénomènes seront étudiés dans le cadre du présent projet.

### **1.2.2 Création et caractéristiques d'un champ de contraintes résiduelles**

Selon Wohlfahrt (1984), deux mécanismes peuvent expliquer la formation du champ de contraintes résiduelles. Le premier mécanisme est associé aux déformations plastiques et est illustré à droite de la figure 1.2 qui montre une plaque (plan  $r$ - $z$ ) divisée en deux sections distinctes (effet de l'élongation des couches superficielles). La section A représente la région en surface qui sera déformée plastiquement par le grenaillage alors que la section B représente la région sous la surface de la plaque. Avant le grenaillage, ces deux sections sont de même longueur; par contre, pendant le grenaillage l'impact des billes allonge de façon permanente (déformations plastiques) la surface de la plaque. Puisqu'en réalité, les deux sections font partie de la même plaque, elles doivent être de même longueur (plaque épaisse). À l'équilibre, les sections A et B seront respectivement comprimées et allongées. Ce mécanisme engendre des déformations plastiques en surface plus importantes que celles en profondeur et par conséquent, les contraintes résiduelles en compression sont maximales en surface. Le deuxième mécanisme est illustré à gauche de la figure 1.2 est associé à la pression normale de Hertz, qui provoque une déformation

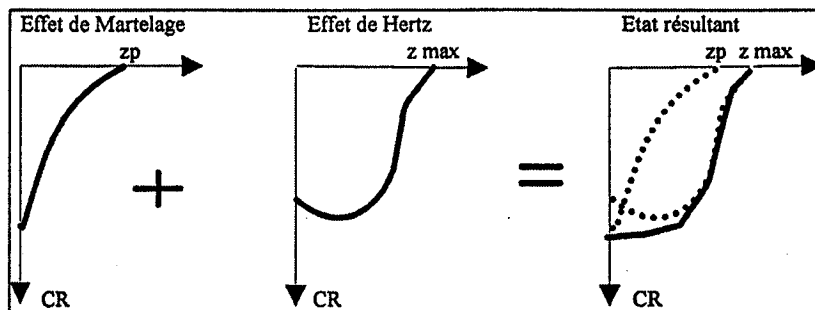
plastique plus importante en profondeur qu'en surface (effet de la pression hertzienne). Ceci a pour effet de créer un champ de contraintes résiduelles qui atteint une valeur maximale sous la surface.



**Figure 1.2 – Illustration schématique de la création d'un champ de contraintes résiduelles par grenaillage (Slim, 1995)**

La combinaison des deux mécanismes conduit au profil typique du champ de contraintes résiduelles illustré schématiquement à la figure 1.3.

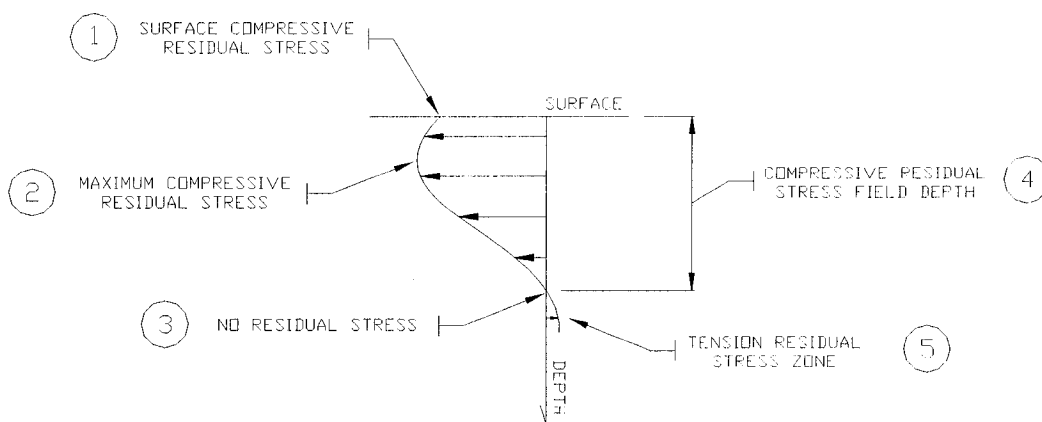




**Figure 1.3 – Illustration schématique de la contrainte résultante obtenue par la superposition de l'effet de martelage et de l'effet de Hertz (Slim, 1995)**

Les caractéristiques du champ de contraintes résiduelles résultant sont :

1. une zone en surface où les contraintes résiduelles sont en compression;
2. une contrainte de compression maximale localisée sous la surface ;
3. un point de contrainte résiduelle nulle;
4. la profondeur du champ de contraintes résiduelles de compression;
5. une zone de contrainte en tension.



**Figure 1.4 - Illustration schématique d'un profil typique du champ de contraintes résiduelles induites par grenaillage (Bernard *et al*, 2004)**

### **1.3 Méthodes de contrôle de l'opération de grenaillage**

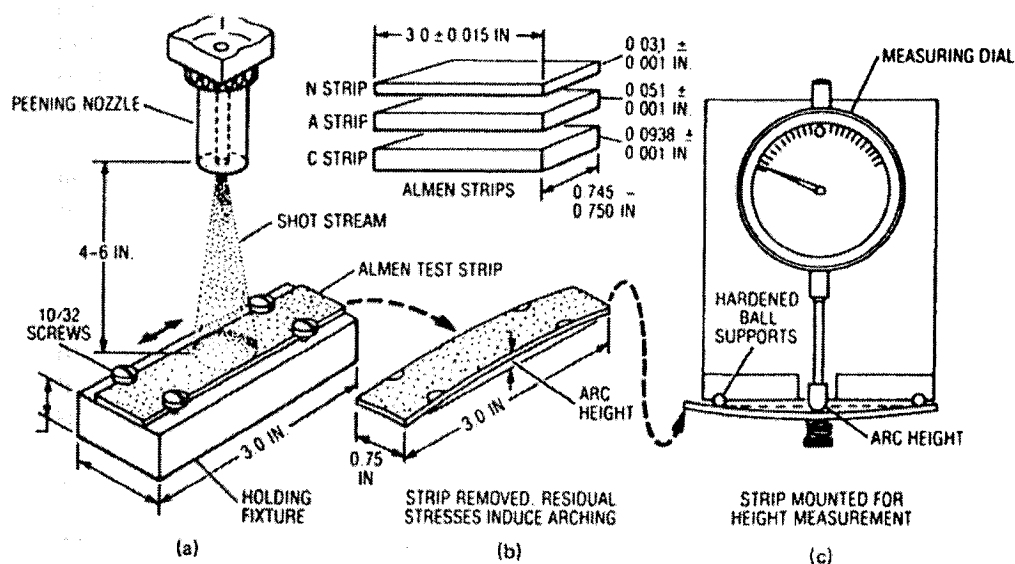
Deux méthodes de contrôle sont couramment utilisées pour évaluer la répétitivité du procédé de grenaillage : la mesure de l'intensité Almen et celle du taux de recouvrement. Dans cette section, ces deux méthodes sont décrites.

#### **1.3.1 Intensité Almen**

Dans ce qui suit, l'intensité Almen est définie et les informations concernant le matériel et la procédure à suivre pour en mesurer la valeur sont présentées. Ces informations se retrouvent dans les normes suivantes : MIL-S-13165C - Shot Peening of Metals, SAE J442- Test strip, Holder and Gage for Shot Peening, SAE J443 - Procedure for Using Standard Shot Peening Test Strip. De plus, l'influence de l'intensité Almen sur la distribution des contraintes résiduelles et sur l'état de surface est discutée.

##### **(a) Définition**

Lorsqu'une mince pièce métallique fixée sur un support est soumise à l'impact de grenailles sur un seul de ses côtés (Figure 1.5a), cette pièce prend une courbure convexe du côté grenaillé dès qu'elle est démontée de son support (Figure 1.5b). Ce phénomène est dû aux déformations plastiques (plaque mince) causées par le grenaillage. L'intensité Almen est définie par la valeur de la déflexion (pouces ou millimètres) à mi-longueur d'une pièce de métal de dimensions normalisées qui a été grenaillée (Figure 1.5c), pendant un temps bien précis (temps de saturation). Cette mesure peut être vue comme la quantité d'énergie cinétique transférée par les grenailles à la pièce de métal. Plus l'intensité Almen est élevée (déflexion plus importante), plus la quantité d'énergie transmise est importante. L'intensité Almen est utilisée pour mesurer, spécifier et/ou calibrer cette quantité d'énergie dans le but d'ajuster le réglage de la machine et d'assurer la répétitivité du procédé de grenaillage. La flèche Almen caractérise le jet de grenaillage et non le résultat sur la pièce traitée.



**Figure 1.5 - Matériel nécessaire à la mesure de l'intensité Almen (Bernard *et al*, 2004)**

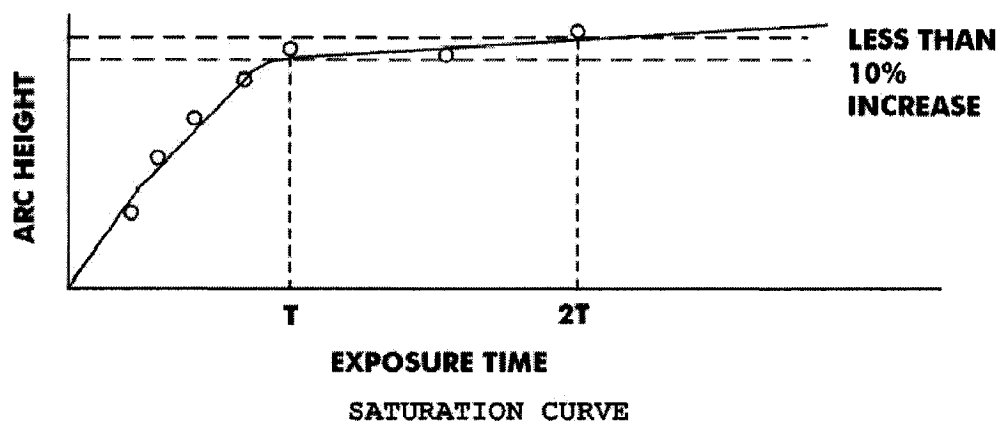
### **(b) Matériel et procédure à suivre pour la prise de mesure**

Le matériel nécessaire à la prise de mesure de l'intensité Almen est composé des éléments suivants :

- 1 un lot de trois types d'éprouvettes (N, A et C) en acier SAE1070 (*Almen strips*) de dimensions normalisées (Figure 1.5 b);
- 2 un bloc d'acier (*holding fixture*) de dimensions normalisées sur lequel les éprouvettes d'acier à être grenaillées sont fixées (Figure 1.5 a);
- 3 un appareil pour mesurer la déflexion au centre de l'éprouvette après grenaillage (Figure 1.5 c).

Généralement, la valeur de l'intensité Almen est rapportée en pouce ou en millimètre, suivie du type de plaquette utilisée (N, A ou C). Par exemple, une déflexion de 0,10 mm lue sur une éprouvette de type A sera généralement identifiée 0,10 mm A. Pour une sélection de paramètres de grenaillage choisis, l'intensité Almen est déterminée en grenaillant une série d'éprouvettes de même type, en faisant varier uniquement le temps

de grenaillage d'une éprouvette à une autre. La déflexion de chacune des éprouvettes en fonction du temps de grenaillage est notée. Ces résultats permettent de tracer la courbe de saturation illustrée schématiquement à la figure 1.6, dont l'abscisse représente le temps de grenaillage et l'ordonnée, la déflexion mesurée à mi-longueur de l'éprouvette. Par définition, l'intensité Almen est la déflexion mesurée au temps de saturation (**T**) dont la valeur correspond au premier point de la courbe où la déflexion n'augmentera pas plus de 10% si ce temps est doublé (**2T**). Il est important de noter que le temps de grenaillage influence la déflexion des éprouvettes mais n'influence pas l'intensité Almen proprement dite, puisque cette dernière est définie comme la déflexion au temps de saturation **T**.



**Figure 1.6 - Représentation schématique d'une courbe de saturation (MIL-S-13165C)**

### **(c) Influence sur l'état d'une pièce traitée**

Le procédé de grenaillage calibré à une intensité Almen plus ou moins grande a une influence importante sur la distribution des contraintes résiduelles et sur l'état de la surface de la pièce traitée. Herzog *et al* (1996) ont étudié l'influence de l'intensité Almen sur variation de la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons d'alliage d'aluminium Al7020 (Figure 1.7) et des échantillons d'acier X35CrMo17 (Figure 1.8). Les contraintes résiduelles ont été mesurées à l'aide de la méthode de diffraction par

rayons X. Pour ces deux matériaux, les auteurs ont observé que plus l'intensité Almen est élevée, plus le champ de contraintes résiduelles en compression s'étend en profondeur. Cependant, les valeurs de la contrainte de compression en surface et celle de la contrainte maximale en compression ne sont pas affectées de façon significative par la valeur de l'intensité Almen.

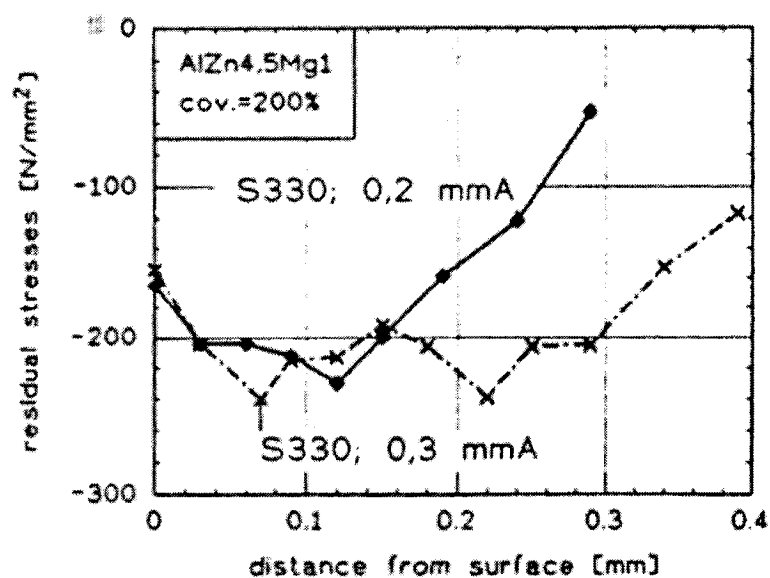


Figure 1.7 – Distributions des contraintes résiduelles dans des échantillons d'alliage d'aluminium Al7020, pour des intensités Almen de 0,2 mmA et 0,3 mmA (Herzog *et al*, 1996)

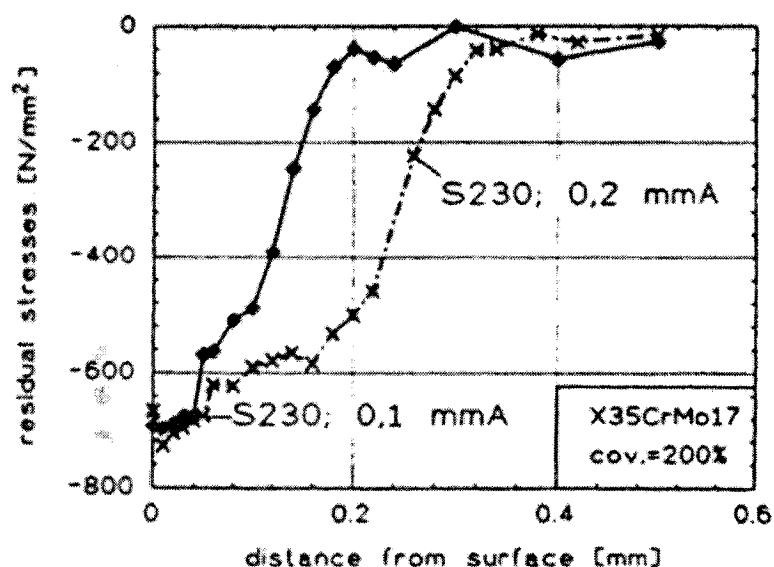


Figure 1.8 – Distributions des contraintes résiduelles dans des échantillons d'acier X35CrMo17, pour des intensités Almen de 0,1 mmA et 0,2 mmA (Herzog *et al*, 1996)

Balcar et Maltby (1981) ont étudié l'influence de l'intensité Almen sur la rugosité d'échantillons d'acier inoxydable AISI 316 (Figure 1.9), d'alliage d'aluminium 2024-T351 (Figure 1.10) et d'alliage d'aluminium 7075-T6 (Figure 1.11). Sur ces figures, l'abscisse représente l'intensité Almen et l'ordonnée, la rugosité en surface (valeur *RMS*). Pour chacun des matériaux, l'étude a été réalisée avec quatre types de billes et avec trois angles de projection (Tableau 1.1). Dans tous les cas étudiés, les résultats indiquent que l'augmentation de l'intensité Almen cause une augmentation de la rugosité en surface.

Tableau 1.1 – Paramètres utilisés pour étudier l'influence de l'intensité Almen sur la valeur du paramètre *R.M.S. (Ra)* de la rugosité en surface (Balcar et Maltby, 1981)

Angles de projection	Diamètre des grenailles
45°, 60° et 90°	600 - 425 $\mu\text{m}$
	300 - 212 $\mu\text{m}$
	150 - 106 $\mu\text{m}$
	90 - 45 $\mu\text{m}$

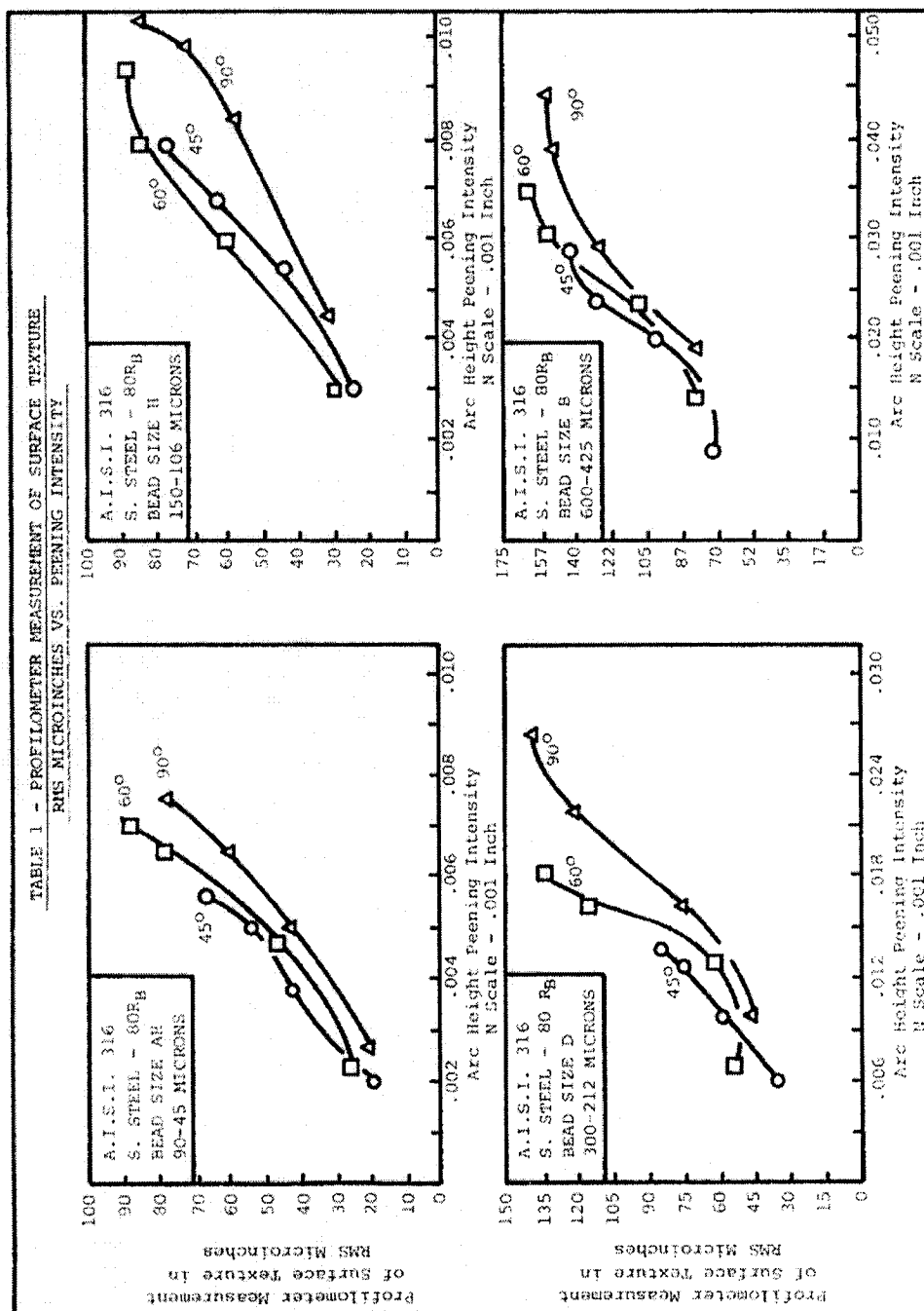


Figure 1.9 – Influence de l'intensité Almen sur la rugosité en surface (*RMS*) d'échantillons en acier inoxydable AISI 316 (Balcar et Maltby, 1981)

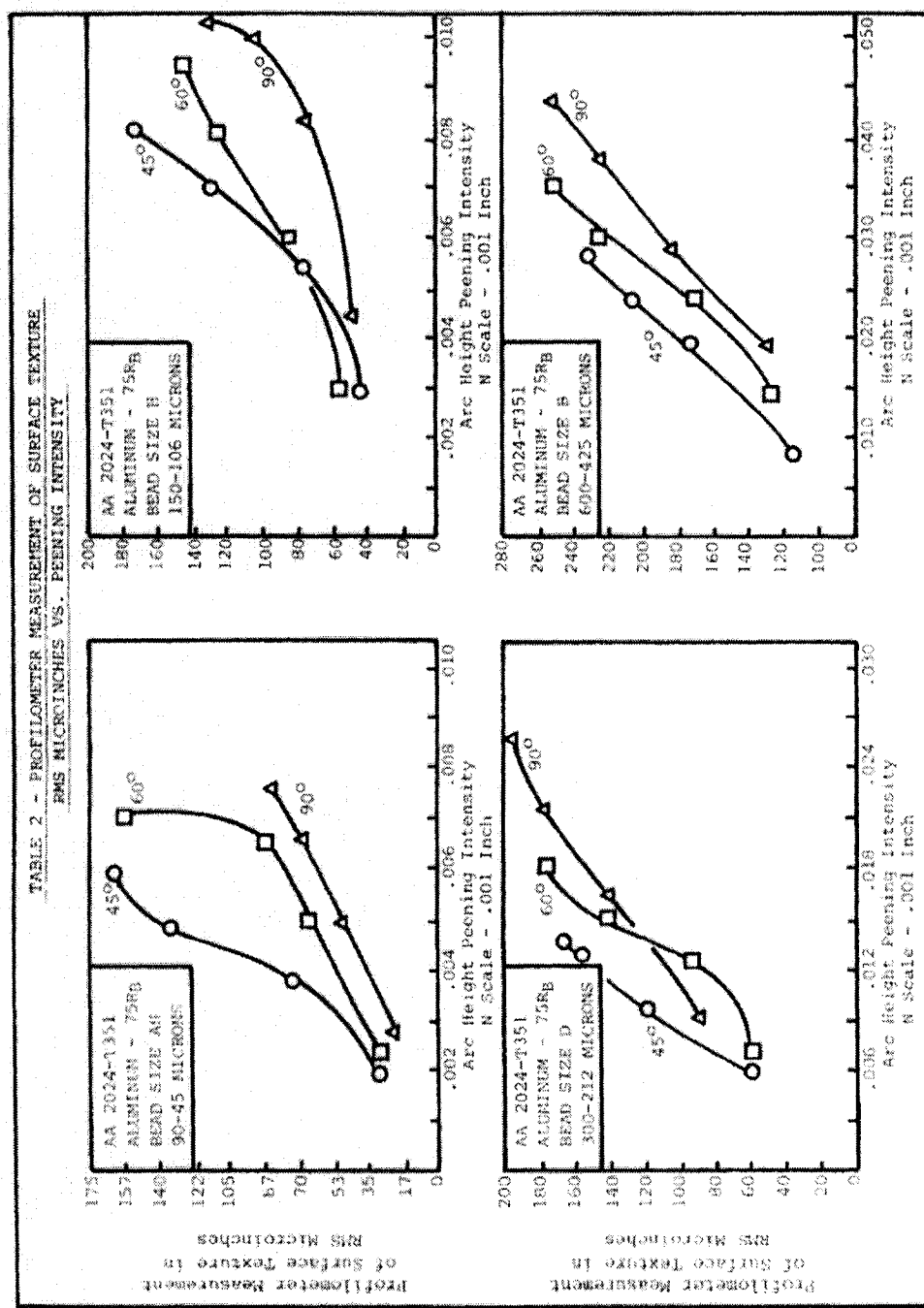


Figure 1.10 – Influence de l'intensité Almen sur la rugosité en surface (RMS) d'échantillons en alliage d'aluminium 2024-T351 (Balcar et Maltby, 1981)



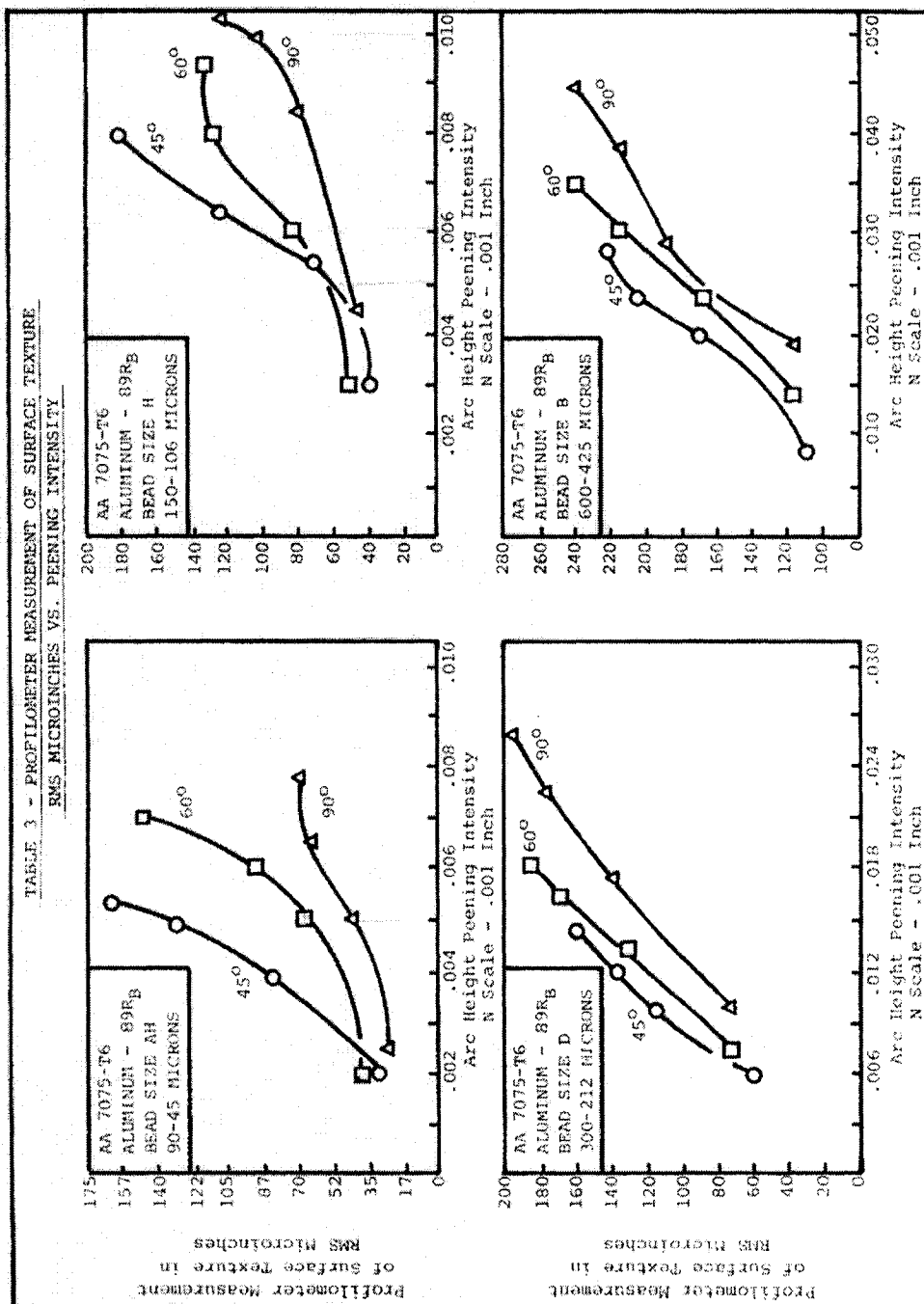


Figure 1.11 – Influence de l'intensité Almen sur la rugosité en surface (RMS) d'échantillons en alliage d'aluminium 7075-T6 (Balcar et Maltby, 1981)

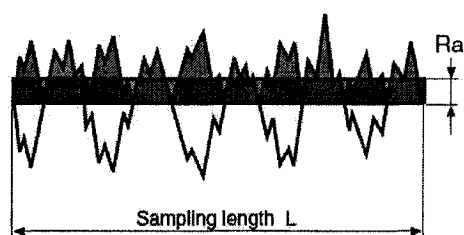
Il est à noter que la rugosité en surface peut-être caractérisée par différents paramètres.

La figure 1.12 présente l'expression des paramètres  $Ra$ ,  $Rt$ ,  $Rz$  et  $Rsm$ .

$Ra$   
 $Pa$   
 $Wa$  } Arithmetical mean deviation

Arithmetic mean of the absolute ordinate values  $Z(x)$  within a sampling length.

$$Ra, Pa, Wa = \frac{1}{L} \int_0^L |Z(x)| dx$$

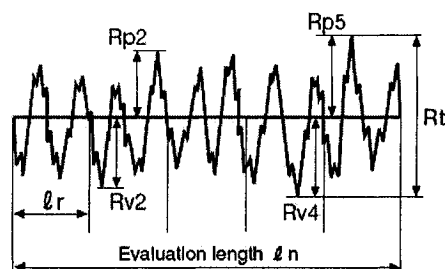


(a)  $Ra$

$Rt$   
 $Pt$   
 $Wt$  } Total height of profile  
( $Pt = R_{max}$  at JIS'82)

Sum of height of the largest profile peak height  $Rp$  and the largest profile valley  $Rv$  within an evaluation length.

$$Rt, Pt, Wt = \max(Rpi) + \max(Rvi)$$

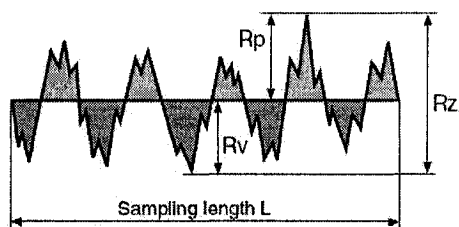


(b)  $Rt$

$Rz$   
 $Pz$   
 $Wz$  } Maximum height of profile  
( $Rz = Ry$  at ISO4287 '84)

Sum of height of the largest profile peak height  $Rp$  and the largest profile valley  $Rv$  within a sampling length.

$$Rz = Rp + Rv$$



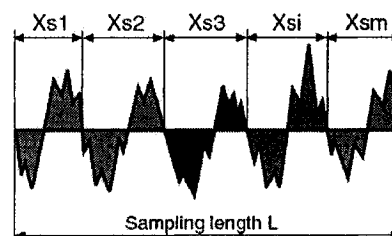
Different from  $Rz$  at old ISO, ANSI & JIS

(c)  $Rz$

$RSm$   
 $PSm$   
 $WSm$  } Mean width of the profile elements  
( $RSm = Sm$  at ISO4287 '84)

Mean value of the profile element width  $Xs$  within a sampling length.

$$RSm, PSm, WSm = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m Xsi$$



(d)  $RSm$

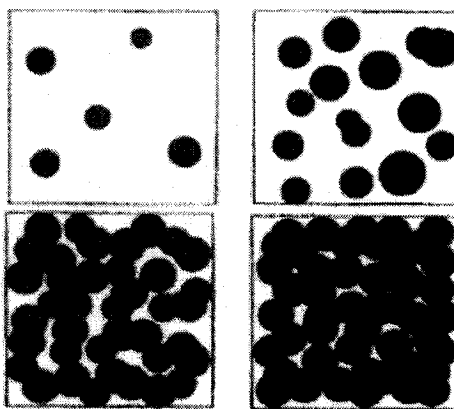
Figure 1.12 – Illustration des paramètres de rugosité  $Ra$ ,  $Rt$ ,  $Rz$  et  $RSm$

### 1.3.2 Taux de recouvrement

Le taux de recouvrement est une mesure couramment utilisée pour vérifier l'homogénéité du traitement de grenaillage. Dans cette section, le taux de recouvrement est défini et son influence sur l'état de la pièce grenaillée est discutée.

#### (a) Définition

Le taux de recouvrement est défini comme le pourcentage d'une surface qui a été martelée au moins une fois par les grenailles. Au tout début du procédé, l'impact des grenailles cause des indentations individuelles sur la surface sans qu'aucune d'entre elles ne se superposent (Figure 1.13). Plus le temps de grenaillage est élevé, plus les indentations se superposent et plus le taux de recouvrement augmente.

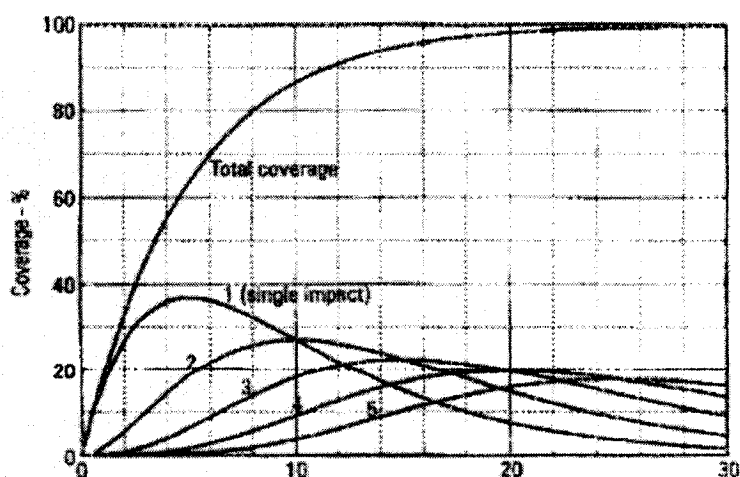


**Figure 1.13 – Représentation schématique de l'évolution du taux de recouvrement (Kirk, 1999)**

Les deux normes suivantes traitent des considérations importantes concernant le taux de recouvrement : MIL-S-13165C - Shot Peening of Metals et SAE J443 - Procedure for using standard shot peening test strip. Le contrôle du taux de recouvrement se fait visuellement en inspectant la surface grenaillée, soit à l'aide d'une loupe, soit en appliquant un vernis photoluminescent décapé progressivement au fur et à mesure que les grenailles frappent la surface traitée (Slim, 1995).

La figure 1.14 permet de visualiser graphiquement l'évolution du taux de recouvrement. Les courbes 1, 2, 3, 4 et 5 présentent le pourcentage de la surface martelée en fonction du temps de grenaillage pour une surface qui a été impactée respectivement une, deux, trois, quatre et cinq fois au même endroit. La courbe intitulée « Total coverage » présente le taux de recouvrement total de la surface étudiée en fonction du temps. Ce graphique montre que pour atteindre un taux de recouvrement total de 100%, il est nécessaire de grenailler la surface pendant environ 30 secondes; à ce temps, moins de 5 % de la surface aura été martelée une seule fois alors qu'entre 10 et 15 % de la surface aura été martelée cinq fois au même endroit.

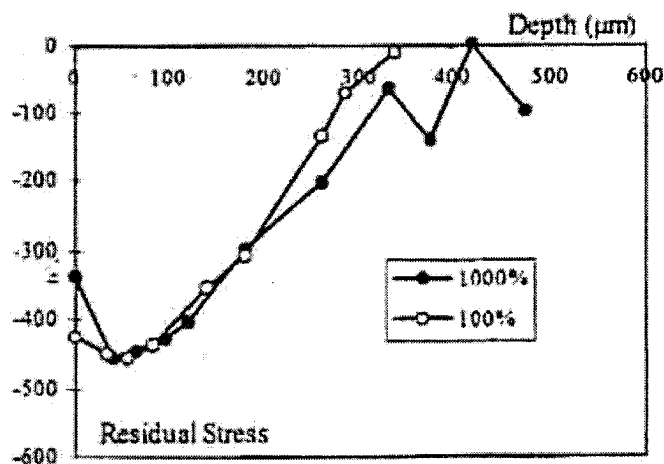
Les normes de grenaillage exigent que le taux de recouvrement soit au moins égal à 100%. Une fois que le temps de grenaillage correspondant à un taux de recouvrement de 100% est connu, un taux de recouvrement supérieur à 100% peut être obtenu en conservant les mêmes paramètres de grenaillage (diamètre, vitesse, angle de projection, etc.) mais en augmentant le temps de grenaillage. Par exemple, un taux de recouvrement de 200% est obtenu en multipliant par deux le temps de grenaillage nécessaire pour obtenir un taux de recouvrement de 100%.



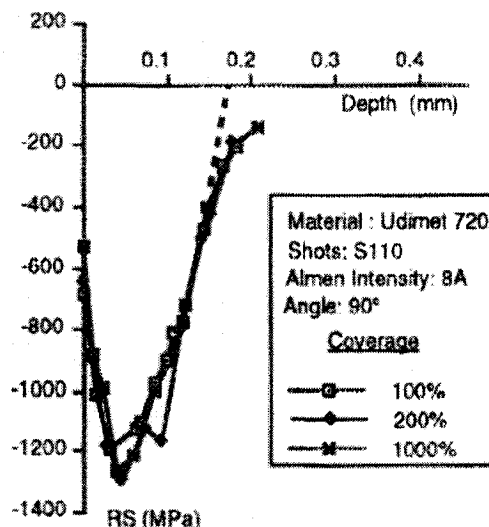
**Figure 1.14 – Évolution du taux de recouvrement en fonction du temps de grenaillage (secondes) (Kirk, 1999)**

### (b) Influence sur l'état d'une pièce traitée

L'influence du taux de recouvrement (temps de grenaillage) sur la distribution des contraintes résiduelles a été étudiée par Fathallah *et al* (1994) qui ont considéré des taux de recouvrement variant entre 100% et 1000%, pour des échantillons d'acier 14NC11 et des échantillons d'alliage de Nickel Udimet 720. Dans le cas de l'acier 14NC11 (Figure 1.15), seule la contrainte en surface semble être influencée ; sa valeur est d'environ -415 MPa lorsque le taux de recouvrement est de 100%, comparativement à une valeur d'environ -325 MPa pour un taux de recouvrement de 1000%. Dans le cas de l'Udimet 720 (Figure 1.16), pour les trois valeurs du taux de recouvrement considérées (100, 200 et 1000%), les distributions des contraintes résiduelles sont, à toutes fins pratiques, identiques.



**Figure 1.15 – Influence du taux de recouvrement (100% et 1000%) sur la distribution de contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier 14NC11 (Fathallah *et al*, 1994)**



**Figure 1.16 – Influence du taux de recouvrement (100% à 1000%) sur la distribution de contraintes résiduelles pour des échantillons d'alliage de Nickel Udimet 720 (Fathallah *et al*, 1994)**

Fathallah *et al* (1994) ont également examiné l'influence du taux de recouvrement sur la rugosité des échantillons d'acier 14NC11. Bien que le taux de recouvrement ait un effet peu marqué sur la distribution des contraintes résiduelles, il a une influence significative sur la rugosité en surface ( $R_t$ ) qui passe de 0,0185 mm pour un taux de recouvrement de 100%, à 20 mm lorsque ce dernier est de 1000%.

Gentil *et al* (1987) ont aussi étudié l'influence du taux de recouvrement sur la rugosité d'échantillons d'acier E460. La gamme des taux de recouvrement considérée s'étend de 0 (échantillons non grenailés) à 300%. Les auteurs ont observé que la rugosité augmentait de manière importante lorsque le taux de recouvrement passe de 0 à 50% (Figure 1.17); pour des valeurs du taux de recouvrement supérieures à 50%, la rugosité continue d'augmenter, mais la variation est moins marquée.

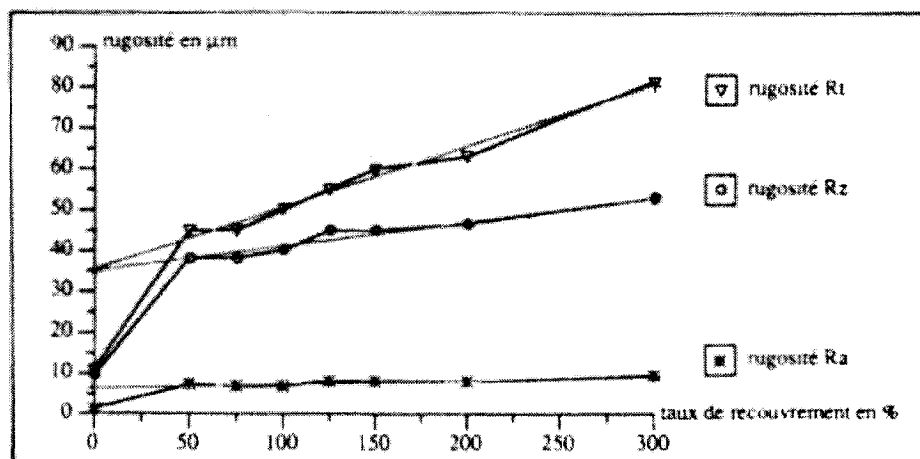


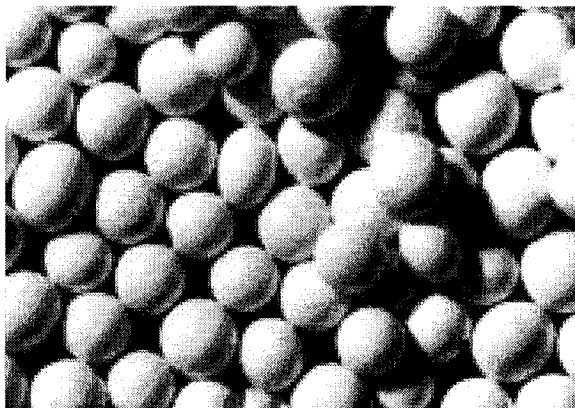
Figure 1.17 - Influence du taux de recouvrement (0% à 300%) sur la rugosité ( $R_t$ ,  $R_z$  et  $R_a$ ) pour des échantillons d'acier E460 (Gentil *et al*, 1987)

## 1.4 Paramètres de grenaillage

Les paramètres de grenaillage peuvent être regroupés en trois catégories : les propriétés des grenailles, les caractéristiques du jet et les propriétés du matériau traité. Dans cette section, chacun des paramètres sont présentés. De plus, l'influence de l'ensemble de ces paramètres de grenaillage sur l'intensité Almen, la distribution des contraintes résiduelles et l'état de la surface est discutée.

### 1.4.1 Propriétés des grenailles

Les grenailles sont des particules de forme généralement sphérique caractérisées par les propriétés de leur matériau, leur forme et leur taille. La figure 1.18 illustre des grenailles typiques de forme sphérique en céramique.



**Figure 1.18 – Grenailles de forme sphérique, fabriquées en céramique (Fabricant de billes, Saint-Gobain )**

#### **(a) Matériau**

Les matériaux utilisés pour fabriquer les grenailles peuvent être divisés en deux types : les ferreux et les non-ferreux. Dans la catégorie des ferreux, se retrouvent les sections de fils arrondies d'acier au carbone, d'acier inoxydable et les billes d'acier. Les non-ferreux regroupent les billes de verre et les billes de céramique. Le tableau 1.2 présente les normes qui régissent les types de grenaille les plus couramment utilisés dans l'industrie.

**Tableau 1.2 – Types de grenaille les plus fréquemment utilisés (SAE HS-84, 2001)**

Type de grenaille	NORME	
	Numéro	Titre
Sections de fils arrondies d'acier au carbone	SAE J441	Cut wire shot
Sections de fils arrondies d'acier inoxydable	SAE J441	Cut wire shot
Billes d'acier	SAE J827/ SAE J2175	High-carbon cast steel shot/ Specifications for low carbon cast steel shot
Billes de verre	SAE J1173	Size classification and characteristics of glass beads for peening
Billes de céramique	SAE J1830	Size classification and characteristics of ceramic shots for peening

Sous l'impact, les grenailles s'abîment, peuvent se fragmenter et laisser des résidus. Si des grenailles de type ferreux sont utilisées pour grenailler une pièce faite d'un matériau



non-ferreux, les normes exigent une décontamination de la pièce traitée car les résidus peuvent occasionner une corrosion prématurée (Gillespie, 1993). Les billes de verre et de céramique sont ainsi généralement choisies pour grenailler les matériaux non-ferreux. L'usage de grenailles en acier inoxydable est également une solution pour réduire le niveau de contamination lorsque la pièce à traiter est fabriquée d'un matériau non-ferreux.

Les grenailles en acier ont une masse élevée et une bonne durabilité à haute vitesse; elles sont généralement utilisées pour obtenir des intensités Almen élevées. Quant aux billes de verre, elles sont généralement utilisées pour obtenir de faibles intensités Almen à cause de leur faible masse et de leur faible durabilité à haute vitesse. Les billes de céramique ont aussi une faible masse mais elles ont une plus grande résistance à l'impact que les billes de verre et elles sont généralement utilisées pour obtenir des intensités Almen moyennes (SAE HS-84, 2001).

La durabilité d'une grenaille augmente avec sa densité (Gillespie, 1993). Le tableau 1.3 présente les normes de densité SAE pour certains types de grenaille. La résistance des grenailles, classifiée suivant un ordre décroissant est comme suit : sections arrondies de fils d'acier inoxydable, sections arrondies de fils d'acier au carbone, billes d'acier, billes de céramique et billes de verre.

**Tableau 1.3 – Normes de densité SAE pour les différents types de grenaille (SAE HS-84, 2001)**

Grenaille	Densité
Sections de fils arrondies d'acier inoxydable	Aucune indication dans la norme SAE J441*
Sections de fils arrondies d'acier au carbone	Aucune indication dans la norme SAE J441*
Billes d'acier	$\geq 7 \text{ g/cm}^3$ [SAE J827, SAE J2175]
Billes de céramique	de $3,60 \text{ g/cm}^3$ à $3,95 \text{ g/cm}^3$ [SAE J1830]
Billes de verre	$\geq 2,3 \text{ g/cm}^3$ [SAE J1173]

\* Gillespie (1993) rapporte que les grenailles faites de sections de fils arrondies d'acier inoxydable ont la densité la plus élevée, suivies des grenailles faites de sections de fils arrondies d'acier au carbone.

Il est recommandé de choisir des grenailles qui soient au moins aussi dures que la pièce traitée. Cette recommandation est justifiée par le fait que, durant l'impact de deux objets de dureté différente, le matériau mou absorbe plus d'énergie que le matériau dur. La dureté des différents types de grenailles est indiquée au Tableau 1.4.

**Tableau 1.4 – Normes de dureté SAE pour les différents types de grenaille (SAE HS-84, 2001)**

Grenaille	Dureté
Sections de fils arrondies d'acier au carbone	$\geq 45$ HRC [SAE J441]
Sections de fils arrondies d'acier inoxydable	$\geq 42$ HRC [SAE J441]
Billes d'acier	de 40 à 65 HRC [SAE J827, SAE J2175]
Billes de verre	de 57 à 63 HRC [SAE J1830]
Billes de céramique	de 48 à 50 HRC [SAE J1173]

#### (b) Diamètre des billes

Le diamètre des grenailles a une influence importante sur l'intensité Almen, la distribution des contraintes résiduelles et l'état de la surface (Wick *et al.*, 1999). Les tableaux 1.5 et 1.6 indiquent les différentes tailles de grenailles disponibles sur le marché.

**Tableau 1.5 – Abréviations utilisées pour les différents types de grenailles (SAE HS - 84, 2001)**

Grenaille	Abréviation	Exemple
Sections de fils arrondies d'acier inoxydable	Prefix <b>SCW</b> suivi de deux chiffres qui correspondent environ* au diamètre moyen x 1000 <b>pouces</b>	<b>SCW-62</b> correspond environ* à un diamètre moyen de 0,062 <b>pouces</b>
Sections de fils arrondies d'acier au carbone	Prefix <b>CW</b> suivi de deux chiffres qui correspondent environ* au diamètre moyen x 1000 <b>pouces</b>	<b>CW-62</b> correspond environ* à un diamètre moyen de 0,062 <b>pouces</b>
Billes d'acier	Prefix <b>S</b> suivi de deux à quatre chiffres qui correspondent environ* au diamètre moyen* x 10000 <b>pouces</b>	<b>S-550</b> correspond environ* à un diamètre moyen de 0,0555 <b>pouces</b>
Billes de céramique	Prefix <b>Z</b> suivi de trois chiffres qui correspondent environ* au diamètre moyen x 1000 <b>millimètres</b>	<b>Z 850</b> correspond environ* à un diamètre moyen de 0,850 <b>millimètres</b>
Billes de verre	Prefix <b>GB</b> suivi de un à trois chiffres qui correspondent environ* au diamètre moyen x 100 <b>millimètres</b>	<b>GB 280</b> correspond environ* à un diamètre moyen de 2,80 <b>millimètres</b>

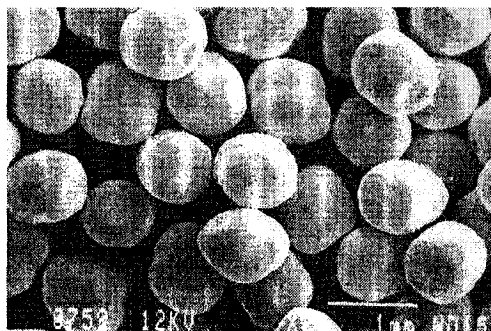
\* Voir norme SAE HS-84 (2001) pour détail sur les diamètres exacts.

**Tableau 1.6 – Diamètres de grenailles disponibles sur le marché (SAE HS-84, 2001)**

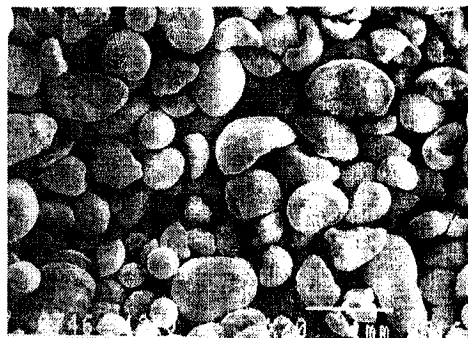
<b>Sections de fils arrondies d'acier inoxydable (SWC) et d'acier carbone (CW)</b>	<b>Billes d'acier</b>	<b>Billes de céramique</b>	<b>Billes de verre</b>
SWC/CW - 62	S1320	Z 850	GB 280
SWC/CW - 54	S1100	Z 600	GB 235
SWC/CW - 47	S930	Z 425	GB 200
SWC/CW - 41	S780	Z 300	GB 170
SWC/CW - 35	S660	Z 210	GB 140
SWC/CW - 32	S550	Z 150	GB 120
SWC/CW - 28	S460		GB 100
SWC/CW - 23	S390		GB 85
SWC/CW - 20	S330		GB 70
SWC/CW - 17	S280		GB 60
SWC/CW - 14	S230		GB 50
SWC/CW - 12	S170		GB 40
	S110		GB 35
	S70		GB 30
			GB 25
			GB 20
			GB 18
			GB 15
			GB 12
			GB 10
			GB 9
			GB 8
			GB 6

### (c) Contrôle de l'usure des grenailles

Lorsque les grenailles frappent la surface d'une pièce, une certaine portion d'entre elles se déforment ou se brisent. Si un lot de grenailles est utilisé plus d'une fois sans être contrôlé, la proportion de grenailles déformées ou brisées augmentera. Les figures 1.19 et 1.20 montrent respectivement un nouveau lot et un lot usagé de grenailles. La figure 1.21 montre les formes acceptables et les formes inacceptables de grenailles. La norme MIL-S-13165C spécifie que le pourcentage de grenailles de formes inacceptables ne doit pas dépasser 10% d'un lot total. La vérification du pourcentage de grenailles inacceptables est généralement assurée par une inspection visuelle. Simpson et Robert (1987) ont démontré que la vie en fatigue de la pièce traitée peut être considérablement réduite si le pourcentage de grenailles brisées dans un lot augmente. En effet, un pourcentage élevé de grenailles brisées ou de formes inacceptables peut entraîner une intensité Almen plus faible qu'attendue (profil de contraintes résiduelles de compression moins profond) et un endommagement excessif de la surface causé par les arêtes vives des grenailles brisées ou déformées.



**Figure 1.19 – Illustration d'un nouveau lot de grenailles (Castex *et al*, 1988)**



**Figure 1.20 – Illustration d'un lot usagé de grenailles (Castex *et al*, 1988)**

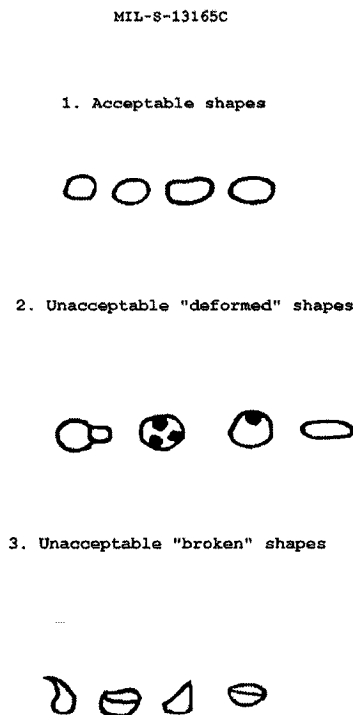


FIGURE 7. Shapes ( see table I ).

**Figure 1.21– Illustration des formes acceptables et inacceptables de grenailles (MIL-S-13165C)**

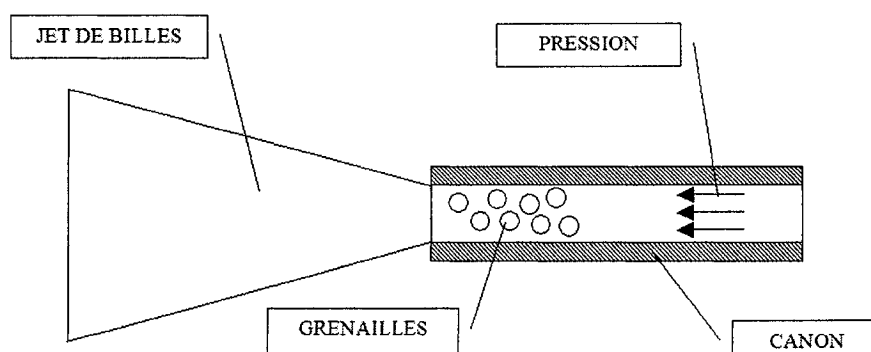
### 1.4.2 Caractéristiques du jet

Le jet est principalement caractérisé par la vitesse et l'angle auxquels il propulse les grenailles. Ces caractéristiques sont décrites dans cette section.

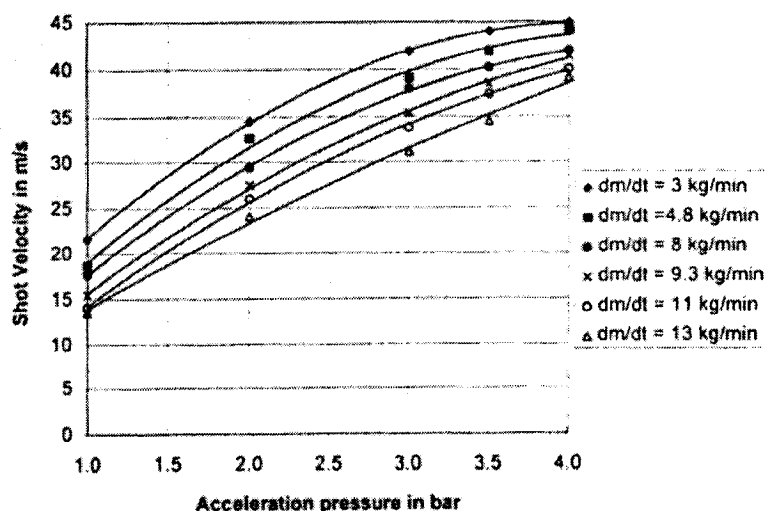
#### (a) Vitesse

La vitesse des grenailles ( $v$ ) est un des paramètres les plus importants du grenaillage (Kirk, 1999); avec la masse ( $m$ ) de la grenaille, la quantité d'énergie cinétique de cette dernière,  $E$ , est déterminée par  $1/2 mv^2$ . Cependant, pour des raisons techniques, il n'est pas possible de contrôler les machines de grenaillage afin d'obtenir une vitesse spécifique de grenailles. La grande majorité des machines disponibles dans l'industrie sont des machines pneumatiques où la vitesse est contrôlée par la pression (Figure 1.22) et/ou le

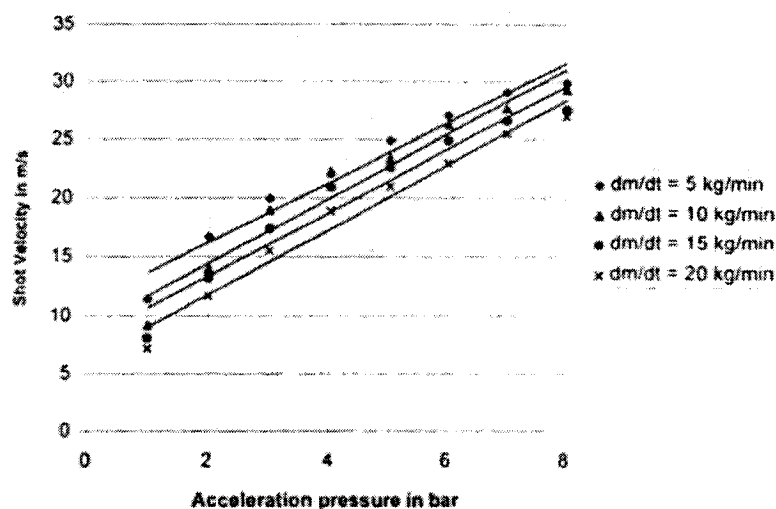
débit massique, i.e. masse totale des grenailles qui frappent la surface pour un temps donné (kg/min). Linneman *et al* (1996) ont étudié l'influence de la pression et du débit massique d'une machine pneumatique sur la vitesse des billes en considérant deux diamètres de bille (1 et 6,35 mm). Pour toutes ces conditions ils ont observé que d'une part, pour une pression donnée, la vitesse des billes augmentait avec une diminution du débit massique et d'autre part, pour un débit massique spécifique, la vitesse augmentait avec une augmentation de la pression (Figure 1.23).



**Figure 1.22 – Illustration schématique d'une machine de grenaillage pneumatique (Bernard *et al*, 2004)**



(a) grenaille de 1 mm de diamètre



(b) grenaille de 6,35 mm de diamètre

**Figure 1.23 – Influence de la pression et du débit massique sur la vitesse des grenailles pour des grenailles projetées avec une machine pneumatique (Linneman *et al*, 1996)**

### (b) Angle de projection

L'angle de projection est défini comme le plus petit angle entre la direction du jet de grenailles et la surface traitée. Un angle de projection de 90 degrés correspond à un jet de grenailles perpendiculaire à la plaque.

### 1.4.3 Propriétés du matériau traité

Le choix des grenailles et des caractéristiques du jet doit être fait en considérant le type de matériau à grenailler (SAE HS-84, 2001). Les propriétés du matériau traité, telles que la limite d'écoulement, la dureté et le comportement élasto-plastique influencent la distribution des contraintes résiduelles (Khabou *et al*, 1990 et Wick *et al*, 1999). De plus, la dureté du matériau traité a une influence sur l'état de la surface obtenue après grenaillage (Wick *et al*, 1999).

#### **1.4.4 Influence sur l'état de la pièce traitée**

Le diamètre, la dureté, la vitesse, l'angle de projection des grenailles et la dureté du matériau traité sont tous des paramètres qui ont une influence sur l'état résultant de la pièce traitée. Pour des échantillons d'acier AISI 4140, Wick *et al* (1999) ont étudié l'influence qu'exercent le diamètre, la dureté et la vitesse (pression) des grenailles sur l'intensité Almen, sur la distribution de contraintes résiduelles et sur la rugosité en surface. De plus, les auteurs ont examiné l'influence de la dureté de la pièce traitée (acier AISI 4140 soumis à différents traitements thermiques) sur la distribution des contraintes résiduelles et sur la rugosité en surface. Les résultats présentés aux tableaux 1.7 à 1.9 ainsi qu'aux figures 1.24 à 1.28 montrent l'effet de chacun des paramètres.

##### **(a) Diamètre des grenailles**

Les résultats du tableau 1.7 montrent que, pour une pression de jet et un débit massique spécifié, l'intensité Almen augmente avec le diamètre des grenailles. De plus, la figure 1.24, qui illustre la distribution de la contrainte résiduelle en fonction de la profondeur, met en évidence que la profondeur du champ de contraintes résiduelles de compression croît avec le diamètre des grenailles. Cependant, les contraintes de compression en surface et maximale ne sont pas affectées de façon significative par le diamètre des grenailles. À la figure 1.25, la variation de rugosité en surface de la pièce traitée en fonction de sa dureté est illustrée pour différentes caractéristiques de grenailles; ces résultats montrent que pour une dureté de la pièce à traiter et une dureté de la grenaille spécifiées, la rugosité en surface augmente avec le diamètre de la grenaille.

##### **(b) Dureté des grenailles**

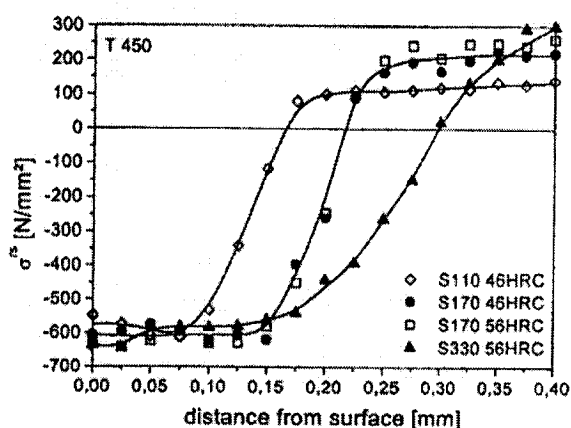
En comparant les résultats obtenus à l'aide des grenailles de dureté différentes (S170 46HCR et S170 56HCR), il apparaît que la dureté n'affecte pas de façon significative ni l'intensité Almen (Tableau 1.7), ni la distribution des contraintes résiduelles (Figure 1.24). Cependant, plus la dureté des grenailles est élevée, plus la rugosité devient importante (Figure 1.25).



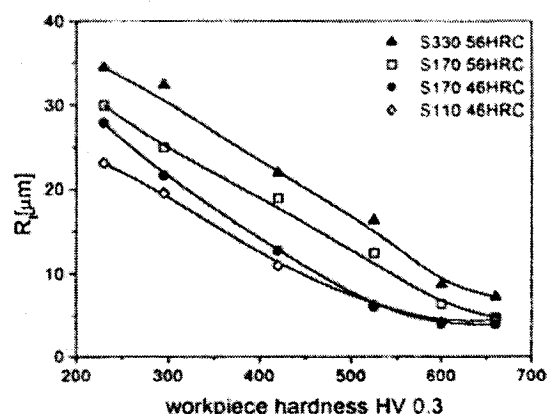
**Tableau 1.7 – Paramètres de grenaillage utilisés pour étudier l'influence du diamètre et de la dureté des grenailles, pour des échantillons d'acier AISI 4140 (Wick *et al*, 1999)**

Shot type	Peening pressure [bar]	Mass flow [kg/min]	Almen intensity [mmA] <i>112 A</i>
S110 46HRC	1.6	1.5	0.20 4
S170 46HRC			0.30 12
S170 56HRC			0.31 12
S330 56HRC			0.50 20

Note : S110 46HRC est une grenaille d'un diamètre égal à 0,110 po (2,8 mm) et d'une dureté de 46 RockwellC



**Figure 1.24 – Influence du diamètre et de la dureté des grenailles sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier AISI 4140 T450 (Wick *et al*, 1999)**



**Figure 1.25 – Influence du diamètre et de la dureté des grenailles sur la rugosité en surface pour des échantillons d'acier AISI 4140 de différentes duretés (différents traitements thermiques) (Wick *et al*, 1999)**

### (c) Pression du jet (vitesse des grenailles)

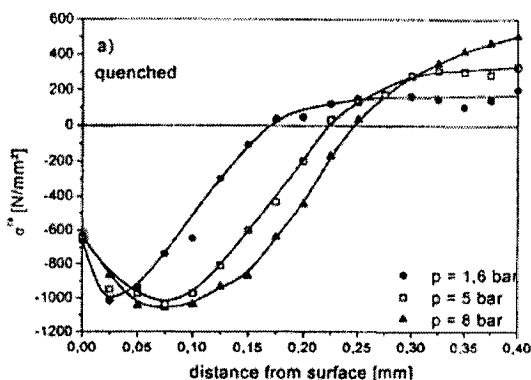
Pour un type de grenaille et un débit choisis, plus la pression du jet (vitesse des grenailles) est grande, plus l'intensité Almen est élevée (Tableau 1.8). La figure 1.26 montre que la profondeur du champ de contraintes résiduelles de compression augmente

avec la pression du jet; cependant, la contrainte de compression en surface et la contrainte de compression maximale ne sont pas affectées de façon significative par ce paramètre.

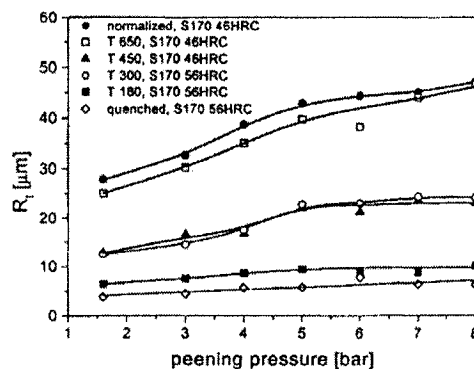
Pour une condition spécifiée du matériau de la pièce traitée et de la grenaille, la figure 1.27 montre que la rugosité en surface augmente avec une augmentation de la pression du jet; cependant, cette augmentation devient négligeable si la pièce traitée est dure (par exemple, la condition « quenched », S170 56HRC).

**Tableau 1.8 – Paramètres de grenaillage considérés pour étudier l'influence de la pression du jet sur des échantillons d'acier AISI 4140 (Wick *et al*, 1999)**

Shot type	Peening pressure [bar]	Mass flow [kg/min]	Almen intensity [mmA]
S170 46HRC	1.6	1.5	0.3
	5		0.59
	8		0.68
S170 56HRC	1.6	1.5	0.31
	5		0.61
	8		0.70



**Figure 1.26 – Influence de la pression du jet (vitesse des grenailles) sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier AISI 4140 « Quenched » (Wick *et al*, 1999)**



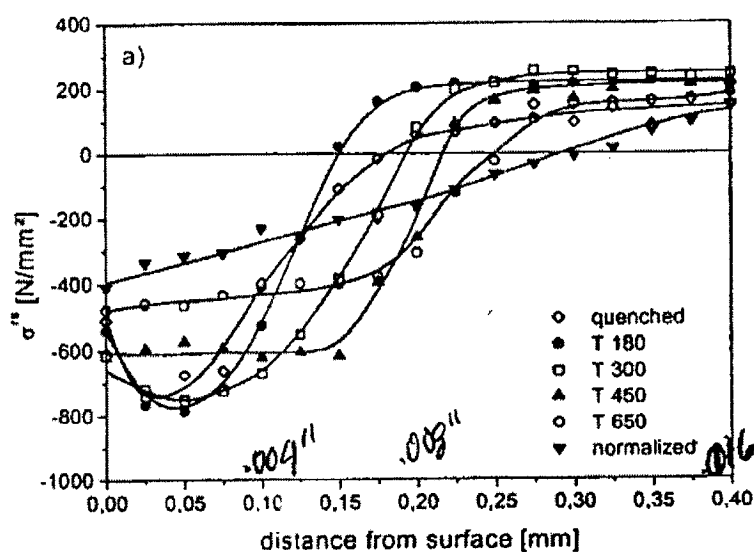
**Figure 1.27 – Influence de la pression du jet (vitesse des grenailles) et de la dureté des grenailles sur la rugosité en surface pour des échantillons d'acier AISI 4140 ayant différentes duretés obtenues par différents traitements thermiques (Wick *et al*, 1999)**

#### **(d) Dureté de la pièce grenaillée**

Wick *et al* (1999) ont étudié l'effet de la dureté de la pièce grenaillée sur la distribution des contraintes résiduelles en utilisant un acier AISI 4140 ayant subi les différentes conditions de traitement thermique décrites au tableau 1.9. La distribution des contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de la pièce, illustrée à la figure 1.28, montre qu'en général plus la dureté de la pièce grenaillée est grande, moins les contraintes résiduelles en compression sont profondes et plus la contrainte de compression en surface et la contrainte maximale sont élevées (plus compressives). Seules les conditions « Quenched » et « T180 » ne suivent pas cette tendance (Figure 1.28). Les auteurs n'expliquent pas cette différence de tendance. Quant à la rugosité, elle diminue avec une augmentation de la dureté des aciers pour un ensemble de paramètres choisis (Figure 1.25).

**Tableau 1.9 – Dureté des échantillons d'acier AISI 4140 après avoir subi différents traitements thermiques (Wick *et al*, 1999)**

Designation	Heat treatment	Vickers-Hardness
normalized	930 °C / 3h, furnace cooling	HV 230
T 650	850 °C / 20 min - oil 25 °C + 650 °C / 2h, furnace cooling	HV 295
T 450	850 °C / 20 min - oil 25 °C + 450 °C / 2h, furnace cooling	HV 430
T 300	850 °C / 20 min - oil 25 °C + 300 °C / 2h, furnace cooling	HV 525
T 180	850 °C / 20 min - oil 25 °C + 180 °C / 2h, furnace cooling	HV 600
quenched	850 °C / 20 min - oil 25 °C	HV 660



**Figure 1.28 – Influence de la dureté de la pièce traitée (acier AISI 4140 ayant subi différents traitements thermiques) sur la distribution des contraintes résiduelles (Wick *et al*, 1999)**

**(e) Angle de projection**

Fathallah *et al* (1994) ont étudié l'influence de l'angle de projection sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier SAE1070 (Figure 1.29) et d'alliage de nickel Waspaloy (Figure 1.30). Pour des valeurs d'angle de projection variant entre 30 et 90°, ils ont observé que plus l'angle de projection est grand, plus le champ de contraintes résiduelles de compression est profond. Cependant, la contrainte de compression en surface et la contrainte de compression maximale ne sont pas affectées de façon significative par la variation de cet angle.

Les résultats de Balcar et Maltby (1981), présentés précédemment (Figures 1.9 à 1.11), illustrent l'influence de l'angle de projection (45, 60 et 90°) sur la rugosité en surface d'échantillons d'acier inoxydable AISI 316 (Figure 1.9), d'alliage d'aluminium 2024-T351 (Figure 1.10) et d'alliage d'aluminium 7075-T6 (Figure 1.11). Les échantillons ont été grenaillés avec quatre types de grenailles et à différentes intensités Almen (Tableau 1.1). Dans la majorité des cas, les auteurs observent que plus l'angle de projection est élevé, plus la rugosité en surface est faible.

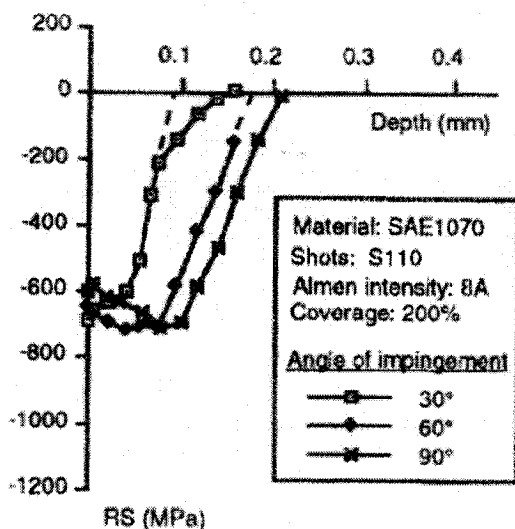


Figure 1.29 - Influence de l'angle de projection sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons d'acier SAE1070 (Fathallah *et al*, 1994)

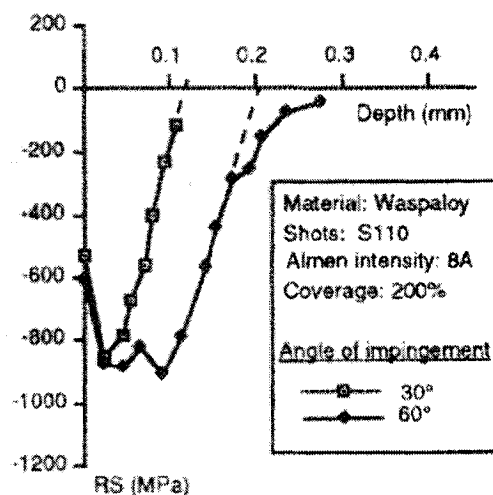
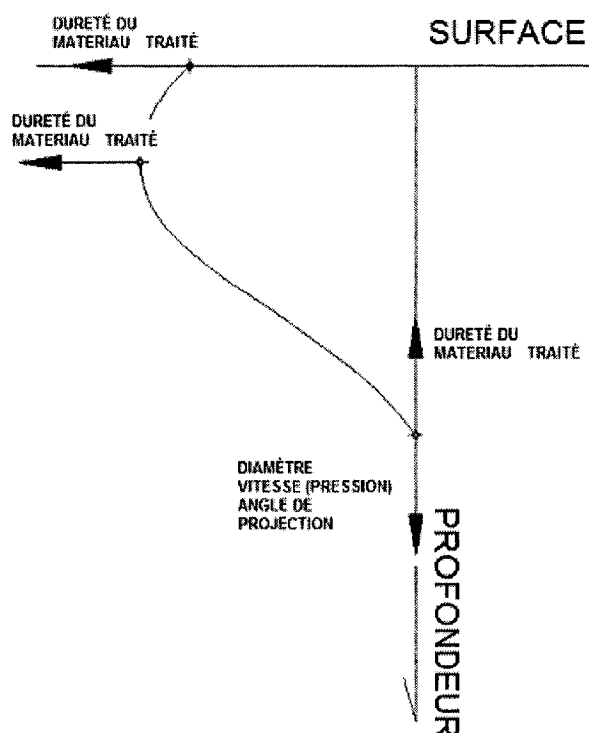


Figure 1.30 - Influence de l'angle de projection sur la distribution des contraintes résiduelles pour des échantillons Waspaloy (Fathallah *et al*, 1994)

Le tableau 1.10 présente, en résumé, la tendance que suivent l'intensité Almen, la profondeur des contraintes résiduelles, la contrainte en surface et la contrainte maximale en compression ainsi que la rugosité, lorsque la valeur des paramètres de grenaillage augmente. La figure 1.31 illustre l'influence de l'augmentation des paramètres sur la distribution des contraintes résiduelles.

**Tableau 1.10 – Influence de l’augmentation de la valeur des paramètres de grenailage sur l’intensité Almen, la distribution des contraintes résiduelles et la rugosité en surface**

PARAMÈTRES DE GRENAILLAGE	INTENSITÉ ALMEN	PROFONDEUR DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES	CONTRAINTES EN SURFACE ET CONTRAINTES MAXIMALES	RUGOSITÉ EN SURFACE	RÉFÉRENCE
<b>DIAMÈTRE DES GRENAILLES</b>	AUGMENTE	AUGMENTE	INFLUENCE NON-SIGNIFICATIVE	AUGMENTE	TABLEAU 1.7, FIGURES 1.24 et 1.25
<b>DURETÉ DES GRENAILLES</b>	INFLUENCE NON-SIGNIFICATIVE	INFLUENCE NON-SIGNIFICATIVE	INFLUENCE NON-SIGNIFICATIVE	AUGMENTE	TABLEAUX 1.7 et 1.8, FIGURE 1.25
<b>VITESSE (PRESSION)</b>	AUGMENTE	AUGMENTE	INFLUENCE NON-SIGNIFICATIVE	AUGMENTE	TABLEAU 1.8, FIGURES 1.26 et 1.27
<b>ANGLE DE PROJECTION</b>	AUGMENTE	AUGMENTE	INFLUENCE NON-SIGNIFICATIVE	DIMINUE	FIGURES 1.9, 1.10, 1.11, 1.30 et 1.31
<b>TAUX DE RECOUVREMENT</b>	NE S’APPLIQUE PAS	INFLUENCE NON-SIGNIFICATIVE	INFLUENCE NON-SIGNIFICATIVE	AUGMENTE	FIGURES 1.15, 1.16 et 1.17
<b>DURETÉ DU MATÉRIAU TRAITÉ</b>	NE S’APPLIQUE PAS	DIMINUE	AUGMENTENT (PLUS COMPRESSIONS)	AUGMENTE	FIGURES 1.25 et 1.28



**Figure 1.31 - Influence de l’augmentation des paramètres de grenailage sur la distribution des contraintes résiduelles**

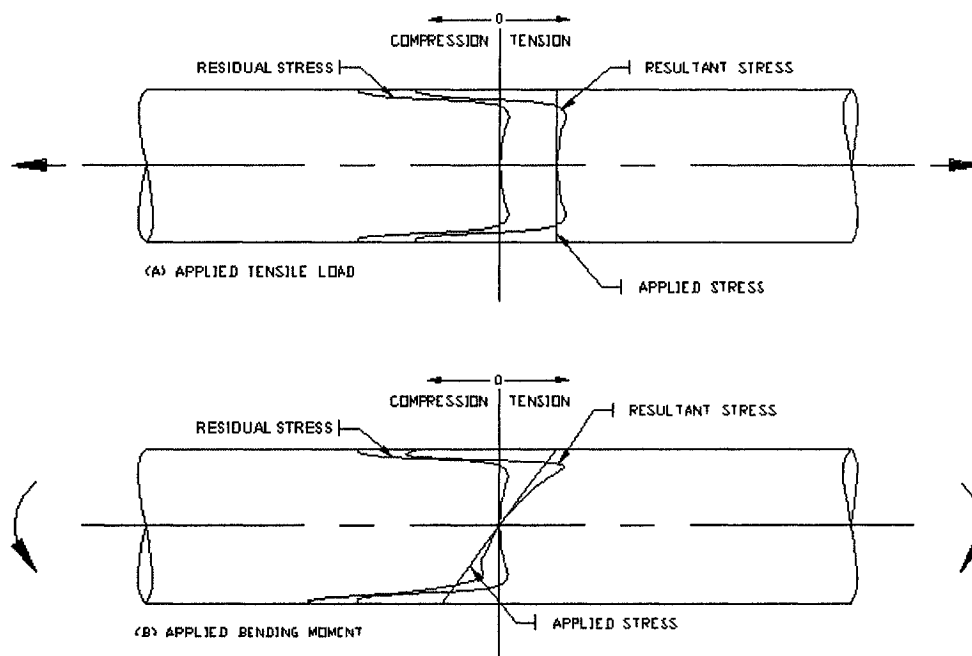
## **1.5 Influence du grenaillage sur la vie en fatigue**

Les fissures de fatigue apparaissent généralement à la surface des pièces et se propagent dans une zone située dans une certaine épaisseur près de la surface. L'effet du grenaillage de précontrainte sur la vie en fatigue peut être expliqué par les actions combinées des contraintes résiduelles en compression et de l'état de la surface résultant. Dans cette section, l'effet bénéfique des contraintes résiduelles de compression et les effets néfastes de l'augmentation de rugosité et des endommagements en surface sur la vie en fatigue d'une pièce grenaillée sont examinés. Ensuite, l'influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue est discutée.

### **1.5.1 Effet d'un champ de contraintes résiduelles de compression**

L'effet bénéfique d'un champ de contraintes résiduelles de compression en surface d'une pièce grenaillée peut être expliqué à l'aide de la figure 1.32. Cette figure illustre schématiquement le champ de contraintes résiduelles induit dans la section d'un arbre grenaillé auquel se superpose un chargement en traction (Figure 1.32a) ou un chargement en flexion (Figure 1.33b). Dans les deux cas, le niveau de contraintes en tension induit par les chargements respectifs est considérablement réduit dans la région où les contraintes résiduelles sont en compression (en surface et à une certaine profondeur sous la surface) et légèrement augmenté dans la région où les contraintes résiduelles sont en tension. Ainsi, le champ de contraintes résiduelles de compression a pour effet de réduire le niveau des contraintes en tension dans la zone critique et par conséquent de retarder l'initiation de fissure et de ralentir la propagation, ce qui résulte en une augmentation de la vie en fatigue.



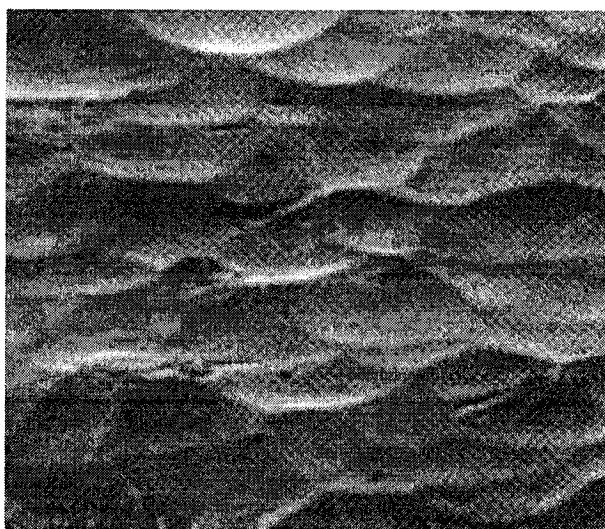


**Figure 1.32 – Illustration schématique de l’influence d’un champ de contraintes résiduelles pour un chargement a) en traction uniforme; b) en flexion (Bernard *et al*, 2004)**

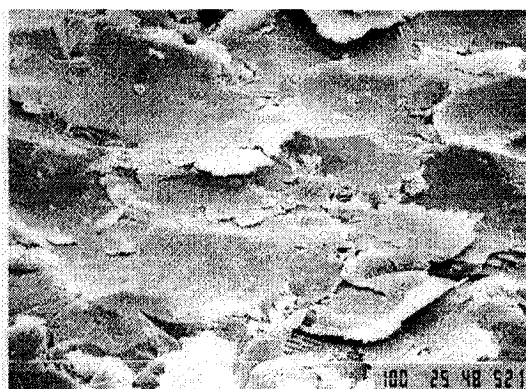
### 1.5.2 Effet de la rugosité et des endommagements en surface

La projection de grenailles à grande vitesse sur la surface d’une pièce métallique indente la surface (Figure 1.33) causant ainsi une augmentation de la rugosité. Les indentations agissent comme des concentrations de contraintes qui ont pour effet d’augmenter localement le niveau de la contrainte appliquée. Comme les fissures s’initient généralement en surface, plus la surface est rugueuse, plus les fissures s’initieront rapidement et plus la vie en fatigue sera faible (Dorlot, Baïlon et Masounave, 1986). Il est à noter que, mis à part l’augmentation de la rugosité, le grenaillage peut occasionner plusieurs autres types d’endommagement en surface qui sont néfastes pour la résistance en fatigue. Les figures 1.34 et 1.35 illustrent deux types d’endommagement qui peuvent

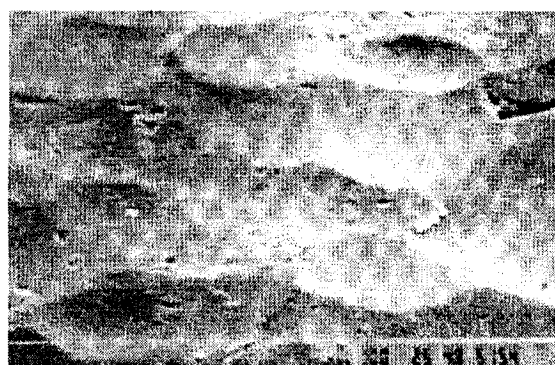
résulter d'un mauvais contrôle des paramètres de grenaillage (Sharp *et al*, 2001) : le soulèvement des grains en surface dû à une pression de jet excessive ou à un temps de grenaillage trop long (figure 1.34) et des coupures en surface provoquées par la mauvaise qualité des grenailles (figure 1.35). Les photos ont été réalisées à l'aide de la technique de microscopie électronique à balayage (MEB).



**Figure 1.33 – État de surface typique après grenaillage (Sharp *et al*, 2001)**



**Figure 1.34 – Soulèvement des grains de la surface dû à une pression ou un temps de grenaillage excessif (Sharp *et al*, 2001)**



**Figure 1.35 – Coupures en surface dues à un mauvais contrôle de la qualité des grenailles (Sharp *et al*, 2001)**

### 1.5.3 Influence de l'intensité Almen

Plusieurs auteurs ont étudié l'influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue de différents matériaux (Simpson, 1985; Sharp et Clark, 2001; Clancy *et al*, 1987 ; Sollich et Wohlfart, 1996 ; Simpson et Probst, 1987). Tous ces auteurs concluent qu'il existe, pour un matériau spécifié, une valeur particulière d'intensité Almen qui maximise la vie en fatigue. La valeur optimale de l'intensité Almen est celle qui présente le meilleur compromis entre un profil de contraintes résiduelles en compression profond et un état de surface acceptable. Si la pièce est grenaillée avec une intensité supérieure à l'intensité optimale, la vie en fatigue diminuera à cause d'un endommagement excessif de la surface.

Les résultats de Simpson (1985) pour des échantillons d'alliage d'aluminium 7075-T6 sont présentés à la figure 1.36. Chacun des échantillons a été grenaillé une fois avec une intensité spécifique et soumis à un test de fatigue uniaxial jusqu'à rupture. La plage d'intensité Almen étudiée se situe entre 0,001 pouce (1A) jusqu'à 0,020 pouces (20A). L'auteur rapporte que l'intensité Almen qui maximise la vie en fatigue est égale à 0,003 pouces (3A). À cette intensité Almen, la vie en fatigue de l'alliage d'aluminium 7075-T6 est 3 fois plus élevée que celle d'un échantillon non grenaillé. Lorsque le grenaillage est effectué avec une intensité Almen supérieure à l'intensité optimale, la surface de l'échantillon est endommagée de façon excessive, ce qui entraîne une diminution de l'effet bénéfique sur la vie en fatigue apporté par le grenaillage optimal. Sharp and Clark (2001) ont réalisé le même type d'étude sur des échantillons d'alliages d'aluminium 7075-T6 et 7075-T73. Leurs résultats sont illustrés à la figure 1.37 qui montre que l'effet antagoniste du champ de contraintes résiduelles et de la rugosité varie selon le matériau considéré. Dans le cas de l'alliage d'aluminium 7075-T73, il existe un écart important entre la vie en fatigue obtenue en grenaillant avec l'intensité Almen optimale et la vie en fatigue obtenue avec les autres valeurs de l'intensité Almen; cet écart est moins marqué dans le cas de l'alliage 7075-T6.

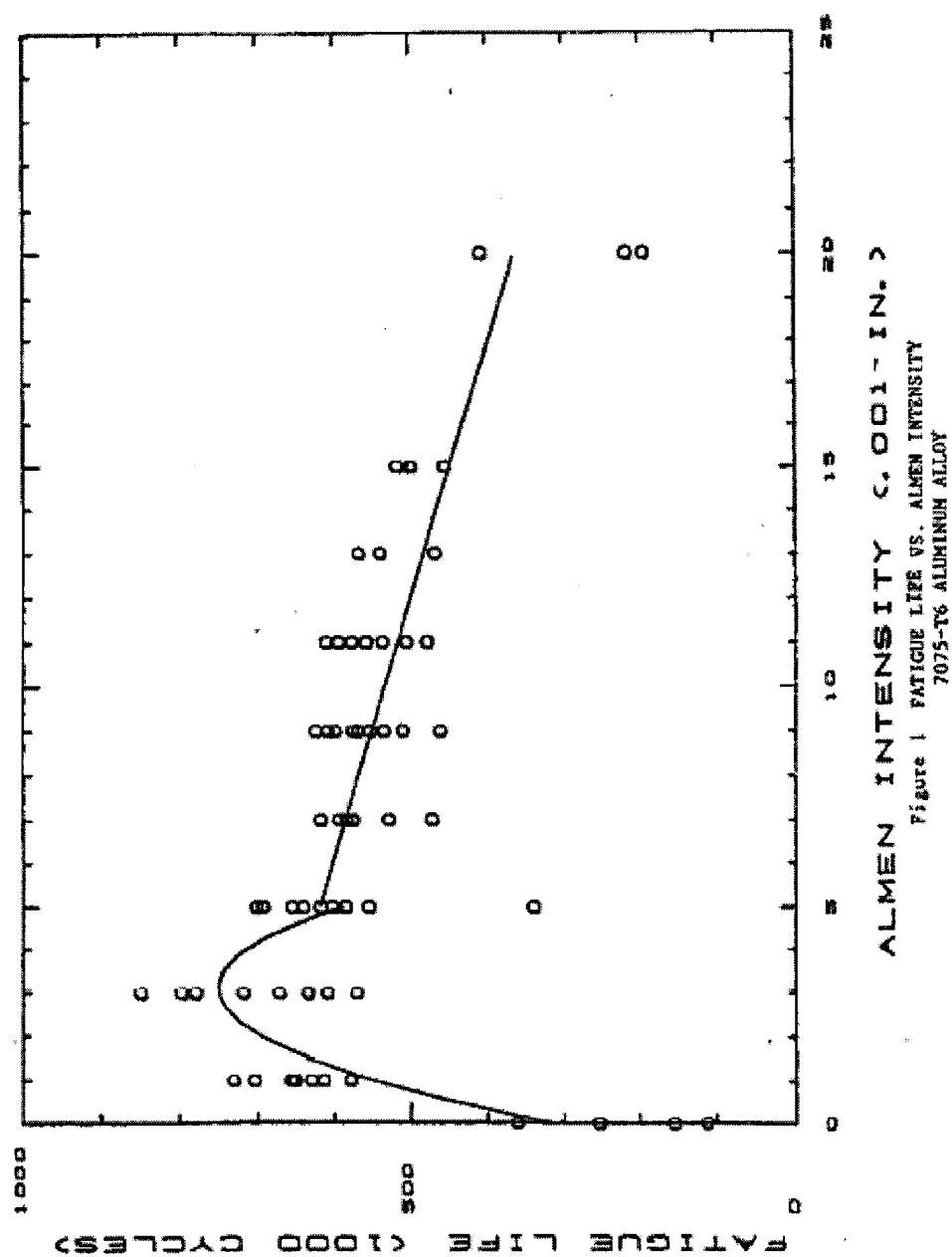
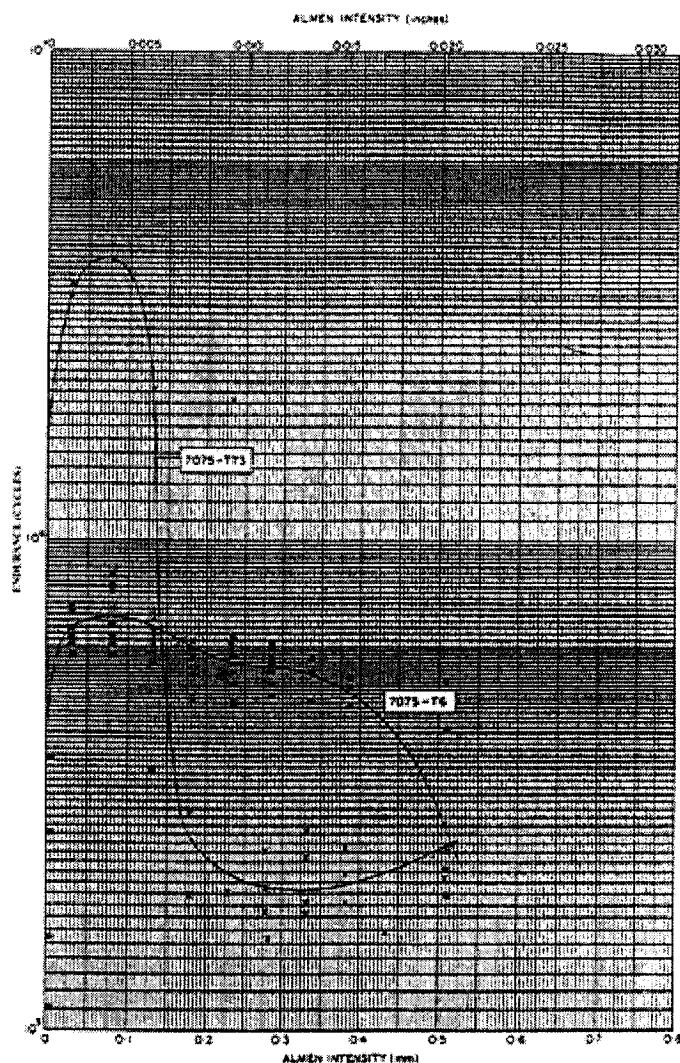


Figure 1.36 – Influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue pour d'échantillons d'alliage d'aluminium 7075-T6 ( $\sigma_{\max} = 50$  ksi (345 MPa) et  $R = 0,1$ ) (Simpson, 1985)



**Figure 1.37 – Influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue d'échantillons d'alliage d'aluminium 7075-T6 et 7075-T73 (Sharp et Clark, 2001)**

### **1.6 Modèles d'éléments finis pour le calcul des contraintes résiduelles induites par grenaillage**

La distribution des contraintes résiduelles en surface et sous la surface d'une pièce grenaillée peut être mesurée ou calculée. Pour des raisons techniques, la mesure des contraintes résiduelles est un procédé complexe et coûteux. Dans le but d'étudier l'influence des paramètres de grenaillage sur la distribution des contraintes résiduelles, il

est avantageux d'utiliser des modèles analytiques ou des modèles numériques basés sur la méthode des éléments finis. Les modèles analytiques ont été développés à l'aide de la théorie de Hertz (Johnson, 1985). À ce jour, le modèle le plus complet a été présenté par des chercheurs de l'ENSAM (Drouin, 2006). Cependant, il est beaucoup plus complexe d'obtenir les contraintes résiduelles avec ce modèle analytique qu'avec les modèles numériques. Pour cette raison, les modèles numériques basés sur les éléments finis ont été choisis pour réaliser le présent travail de recherche et les modèles les plus cités dans la littérature seront introduits dans cette section.

Le développement de modèles par éléments finis nécessite de faire des choix de paramètres qui sont propres à la modélisation et qui peuvent avoir une influence plus ou moins importante sur les résultats numériques obtenus. Dans cette section, les paramètres examinés sont la géométrie du modèle (modèle bidimensionnel et tridimensionnel), les conditions aux frontières, les caractéristiques du maillage, les lois de comportement du matériau de la pièce grenailée et de la bille, le coefficient de frottement entre les grenailles et la pièce traitée ainsi que le nombre d'impacts modélisés.

### **1.6.1 Géométrie des modèles d'éléments finis**

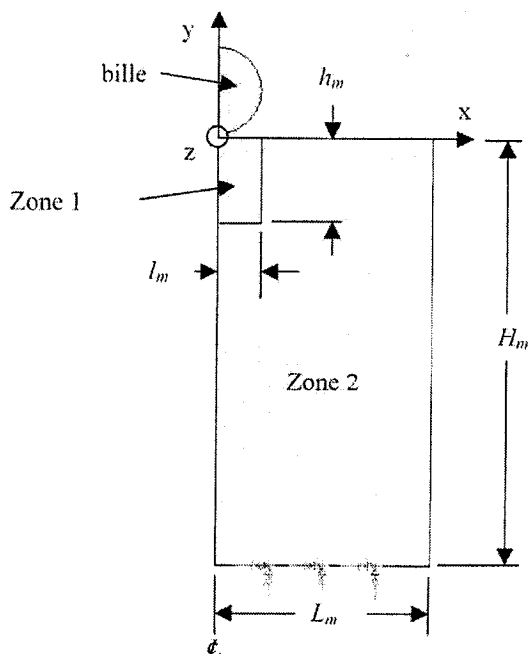
Les modèles par éléments finis peuvent être divisés en deux catégories: les modèles bidimensionnels et les modèles tridimensionnels. Pour les deux types de modèle, la forme et les dimensions du modèle ainsi que la dimension des éléments influencent la qualité de la réponse et le temps de calcul. Une étude de convergence doit être réalisée pour déterminer la taille des éléments propre au modèle choisi et aux conditions imposées. Les modèles bidimensionnels, bien qu'ils fournissent des résultats qui peuvent être approximatifs dans certains cas, ont avantage à être utilisés pour analyser l'influence des paramètres importants sur les résultats car ils requièrent des temps de calcul relativement faibles. Les modèles à trois dimensions permettent de modéliser plus fidèlement le procédé; cependant, ces modèles exigent des temps de calcul considérablement plus élevés que les modèles à deux dimensions.

Dans cette section, un modèle bidimensionnel (axisymétrique) et quatre modèles tridimensionnels proposés par différents auteurs sont brièvement présentés.

#### **(a) Modèle axisymétrique**

Les modèles axisymétriques sont des modèles à deux dimensions couramment utilisés pour réaliser des études préliminaires avant de réaliser un modèle plus complet à trois dimensions. La figure 1.38 illustre un modèle axisymétrique typique utilisé pour modéliser le grenailage (Drouin, 2006). Deux conditions aux frontières ont été imposées : les déplacements en  $y$  sont bloqués à la base et une condition d'axisymétrie autour de l'axe  $y$  est imposée. Dû à la condition d'axisymétrie, la pièce impactée est un cylindre de rayon  $L_m$  et de hauteur  $H_m$  et la bille est une sphère de rayon  $R_b$ . Dans son modèle, Drouin (2006) a adopté les proportions suivantes :  $H_m = 10R_b$  et  $L_m = 5R_b$ . Meguid *et al* (1999) ont étudié le même type de modèle, avec des proportions légèrement différentes :  $H_m = 4R_b$  et  $L_m = 5R_b$  à  $7R_b$ .

Dans le modèle de Drouin (2006), la pièce impactée est composée de deux régions (Figure 1.38). La région située sous le point d'impact (Zone 1) est créée afin d'y introduire un maillage fin alors que dans la région en périphérie (Zone 2), le maillage est plus grossier. Les dimensions suggérées dans la Zone 1 sont les suivantes :  $l_m = 0,9R_m$  et  $h_m = 1,8R_m$ . Il est à noter que les proportions suggérées peuvent être utilisées à titre indicatif, comme dimensions initiales pour la création d'un nouveau modèle; cependant, dépendant des conditions imposées, elles sont sujettes à varier.



**Figure 1.38 - Géométrie d'un modèle axisymétrique (Drouin, 2006)**

### **(b) Modèles tridimensionnels**

Les modèles à trois dimensions sont développés dans le but d'obtenir une représentation fidèle de la réalité. Quatre des modèles développés pour simuler le champ de contraintes résiduelles associées au grenaillage sont brièvement présentés.

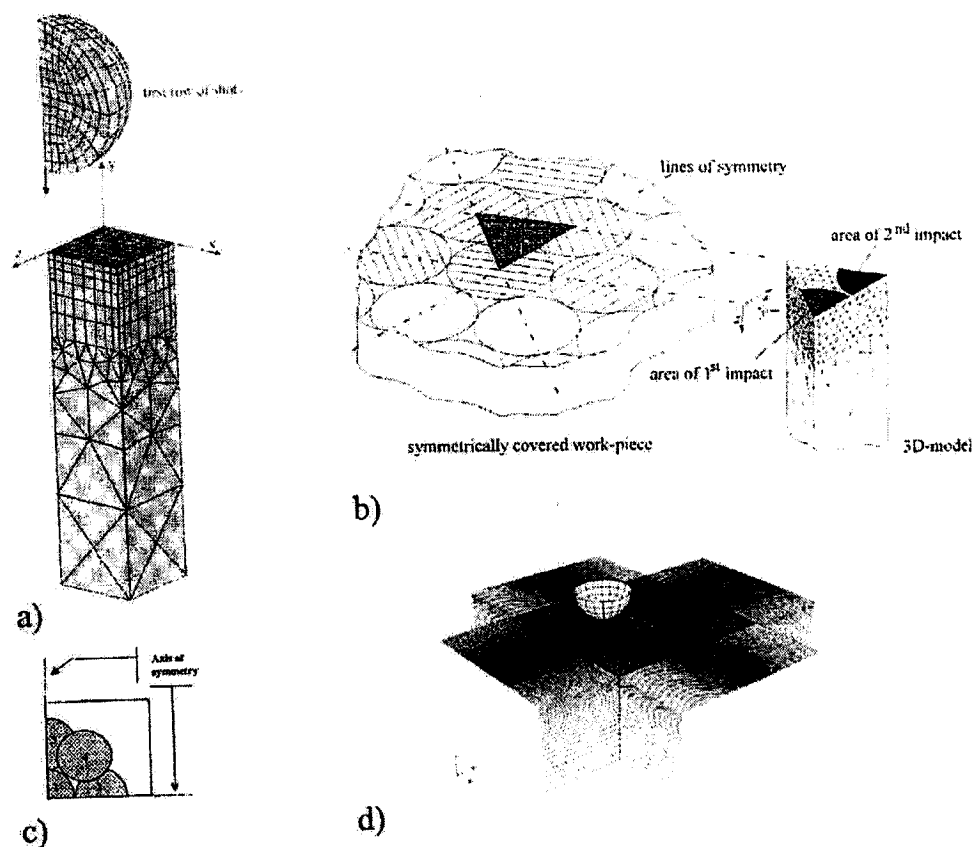
Meguid *et al* (2002) ont réalisé une des études les plus complètes à ce jour pour la modélisation du grenaillage. Leur modèle, présenté à la figure 1.39 (a), est un prisme dont la surface impactée est de forme carrée. Puisque la pièce à grenailler et la bille comportent chacune deux plans de symétrie, ce modèle présente l'avantage de permettre de simuler plusieurs points d'impact avec un faible temps de calcul. Un modèle semblable a été utilisé par Majzoobi *et al* (2005).



La figure 1.39 (b) illustre un modèle qui possède trois plans de symétrie et dont la surface impactée est de forme triangulaire (Schiffner et Droste, 1999). Ce modèle triangulaire a l'avantage de simuler plusieurs impacts sur une surface plus petite qu'une surface carrée et d'économiser ainsi le temps de calcul.

Dans le modèle présenté à la figure 1.39 (c), deux plans de symétrie sont appliqués afin de modéliser seulement un quart de la plaque à grenailler (Edberg, Lindgren et Mori, 1995; Deslaef, Rouhaud et Rasouli-Yazdi, 2000). Ce modèle nécessite un plus grand nombre d'éléments et, par conséquent, un plus grand temps de calcul que les deux modèles précédents mais il permet d'étudier l'influence des bords de la plaque sur les contraintes calculées.

Le modèle montré à la figure 1.39 (d) est un modèle complet, sans aucun plan de symétrie. Selon Schwarzer, Schulze et Vöhringer (2002), ce modèle est le plus représentatif de la réalité. En effet, les modèles conçus avec des plans de symétrie impliquent que plusieurs impacts ont lieu en même temps, ces impacts simultanés peuvent induire un champ de contraintes résiduelles qui n'est pas représentatif de la réalité. Un modèle sans aucun plan de symétrie présente l'avantage de pouvoir simuler plusieurs impacts, en appliquant un seul impact à la fois. Le principal désavantage de ce modèle par rapport aux trois modèles décrits ci-haut est que le temps de calcul est considérablement plus élevé.



**Figure 1.39 – Exemples de quatre modèles d'éléments finis tridimensionnels (Drouin, 2006)**

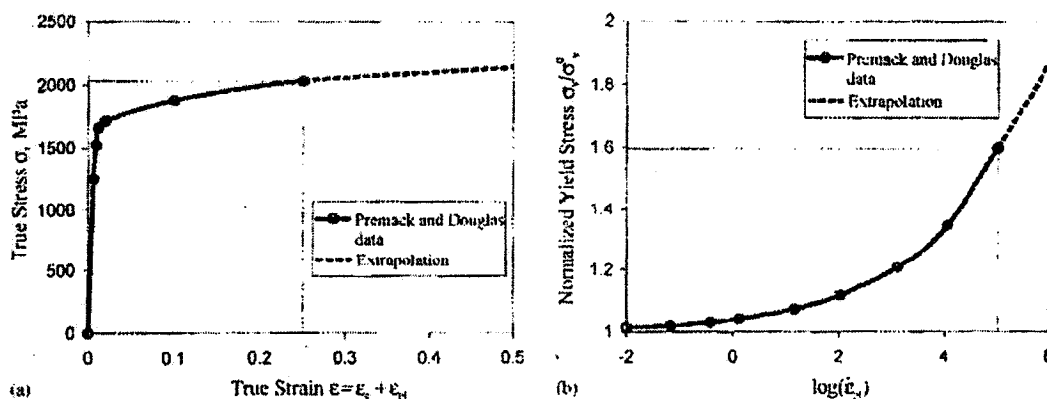
### 1.6.2 Lois de comportement des matériaux de la pièce impactée et des grenailles

Les lois de comportement des matériaux requises pour la modélisation des contraintes résiduelles sont des équations ou des algorithmes d'équations qui définissent le comportement des matériaux en fonction des propriétés mécaniques, tant dans le domaine élastique que dans le domaine élastoplastique. Dans le cas spécifique de la modélisation du procédé de grenaillage, deux lois de comportement doivent être choisies, soit une loi pour la grenaille et une loi pour la pièce impactée. Les lois de comportement les plus couramment utilisées pour le grenaillage sont : la loi d'écrouissage cinématique, la loi d'écrouissage isotropique, la loi de plasticité exponentielle ou la loi de Cowper-Symonds pour la modélisation de la pièce impactée d'une part et d'autre part, la loi de comportement rigide ou la loi de comportement parfaitement élastique pour la

modélisation des grenailles (Drouin, 2006). Ces modèles de comportement sont brièvement commentés dans ce qui suit.

### (a) Modélisation de la pièce impactée

Lorsque les grenailles impactent une pièce, la surface de cette dernière est comprimée sur une certaine épaisseur, causant des déformations plastiques, tel qu'expliqué à la section 1.2.2. Ce mécanisme d'écroutissage peut être modélisé à l'aide d'une des quatre lois citées précédemment. Le modèle d'écroutissage isotrope permet le développement de déformations plastiques lors du chargement alors que le modèle d'écroutissage cinématique permet le développement de déformations plastiques lors du chargement et du déchargement (Drouin, 2006). Le modèle de plasticité exponentielle et le modèle de Cowper-Symonds permettent de prendre en compte l'influence du taux de déformation sur la limite d'écoulement. Premack et Douglas (1995) ont mis en évidence ce phénomène pour un acier AISI 4340. La figure 1.40 (a) illustre la courbe de contrainte-déformation obtenue à partir d'un essai en traction statique pour ce matériau et la figure 1.40 (b) montre que la limite d'écoulement normalisée augmente avec une augmentation du taux de déformation. Comme le taux de déformation du matériau impacté est particulièrement élevé dans le procédé de grenailage, le modèle de plasticité exponentielle et le modèle de Cowper-Symonds semblent à priori plus appropriés que les deux autres.



**Figure 1.40 – Influence du taux de déformation sur la limite d'écoulement (Premack et Douglas, 1995)**

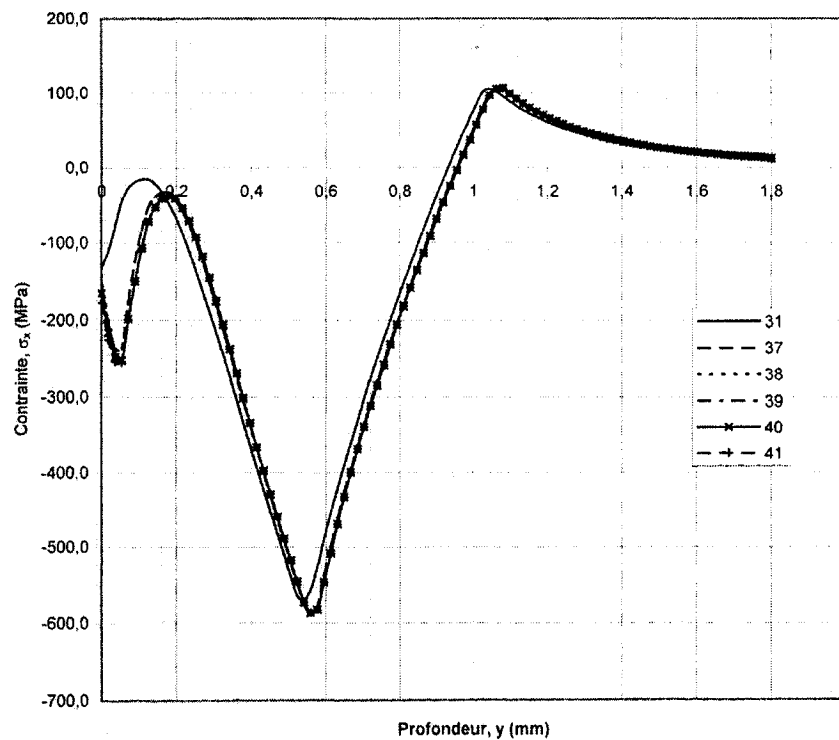
### **(b) Modélisation des grenailles**

Lorsqu'une loi de comportement parfaitement élastique est appliquée dans la modélisation des grenailles, ces dernières se déforment sous l'impact. L'énergie cinétique servant à cette déformation est prise en compte et l'énergie cinétique disponible pour déformer la pièce traitée se trouve diminuée d'autant. Si une loi de comportement rigide est utilisée, seul le matériau impacté est déformé; ceci a pour effet de réduire le temps de calcul, comparativement au cas des grenailles élastiques.

Rouhaud et Deslaef (2002) ont examiné l'influence de ces deux lois de comportement sur les déformations induites dans une plaque impactée. Ces auteurs ont observé que l'utilisation de la loi de comportement rigide peut mener à des déformations plastiques induites dans le matériau grenailé plus importantes que celles obtenues avec l'utilisation de la loi de comportement parfaitement élastique; ce phénomène est particulièrement marqué dans le cas où la vitesse des grenailles est importante et/ou dans le cas où la rigidité du matériau impacté est élevée. La loi de comportement rigide est tout de même souvent jugée adéquate pour la modélisation du comportement des billes (Meguid *et al* 2002; Drouin, 2006)

### **1.6.3 Coefficient de frottement**

Drouin (2006) a calculé la distribution de la contrainte résiduelle normale,  $\sigma_x$ , résultant de l'impact d'une bille d'acier AISI 1070 d'un diamètre de 1,8 mm, projetée à une vitesse de 50 m/s sur une pièce en alliage d'aluminium 7075-T6. Les valeurs du coefficient de frottement ( $\mu$ ) considérées varient entre 0 et 0,5. Les résultats (Figure 1.41) montrent que pour des valeurs situées entre 0 et 0,1, le coefficient de friction a une influence importante sur la distribution des contraintes résiduelles en surface alors que pour des valeurs supérieures à 0,1, cette influence devient négligeable. Meguid *et al* 2002 ont effectué le même type d'étude et sont aussi arrivés à la conclusion que pour des valeurs supérieures à  $\mu = 0,1$ , les distributions de contraintes résiduelles ne variaient plus de façon significative.

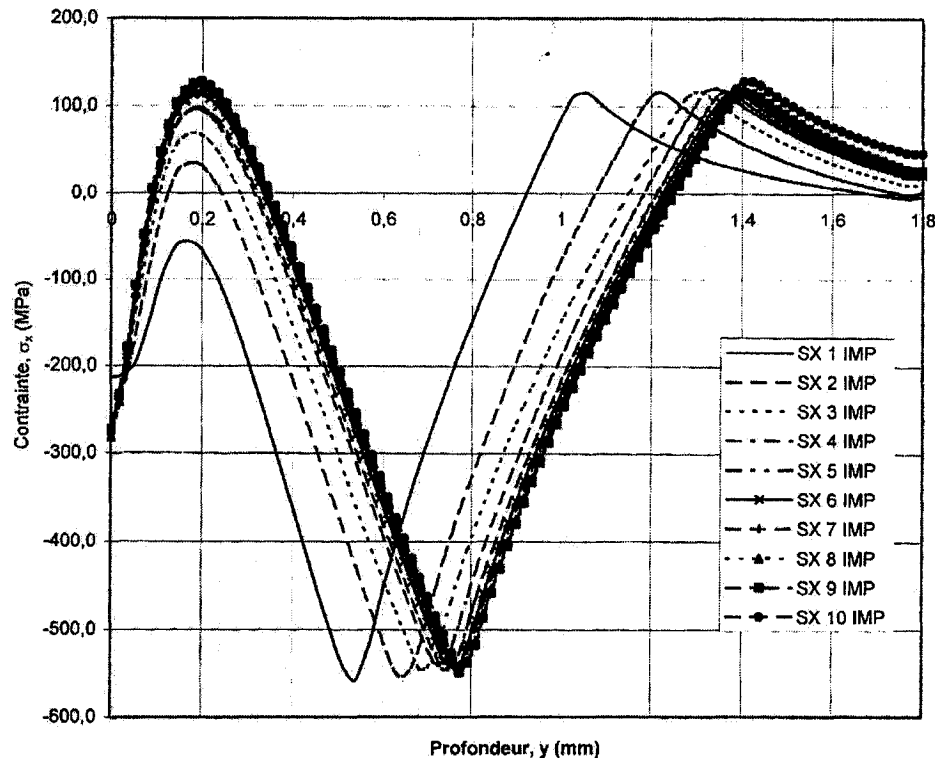


#Essai	31	37	38	39	40	41
$\mu$	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5

**Figure 1.41 – Influence du coefficient de frottement sur la distribution des contraintes résiduelles (Drouin, 2006)**

#### 1.6.4 Nombre d'impacts modélisés au même point

Lors du grenaillage réel d'une pièce, un point particulier peut être impacté plus d'une fois, tel que présenté à la section 1.3.2. Drouin (2006) a étudié l'influence d'impacts multiples au même point (de un à dix impacts) sur la distribution de la contrainte résiduelle  $\sigma_x$ . La simulation a été effectuée pour des billes d'acier AISI 1070 d'un diamètre de 1,8 mm projetées à une vitesse de 50 m/s sur une pièce d'alliage d'aluminium 7075-T6. La figure 1.42 illustre qu'après le sixième impact, la distribution des contraintes résiduelles n'est plus influencée de façon significative.



**Figure 1.42 – Influence d’impacts multiples en un même point sur la distribution des contraintes résiduelles (Drouin, 2006)**

### 1.7 Évaluation de la vie en fatigue

La vie en fatigue est caractérisée par une période d’initiation et par une période de propagation de fissure. La phase d’initiation est définie comme étant le nombre de cycles nécessaires pour créer une fissure d’une longueur plus ou moins arbitraire. Cette longueur est souvent dictée par la précision des appareils de détection utilisés. La définition de la période d’initiation est ainsi un sujet controversé. Selon Curtis *et al* (2003), la période d’initiation est en fait une période de pré-propagation de micro-fissures. Suite à cette période d’initiation, les micro-fissures coalescent pour former une seule fissure, qui peut s’allonger jusqu’à une longueur critique. Lorsque la longueur critique est atteinte, la pièce se rompt brutalement. La période de propagation est définie comme étant la période située entre la fin de l’initiation et la rupture finale.

Plusieurs modèles ont été développés afin d'évaluer la vie en fatigue d'échantillons grenailés. Généralement, les modèles proposés permettent de prédire soit la période d'initiation, soit la période de propagation de la fissure. Dans le présent travail, l'effet du grenailage sur la vie totale en fatigue est étudiée. Le modèle choisi doit donc s'appliquer aux deux périodes afin d'évaluer la vie totale pour les conditions expérimentales décrites au Chapitre 2. Parmi les modèles proposés dans la littérature, ceux de Li *et al* (1990, 1992), de Wang *et al* (1998) et de Xu *et al* (1996) sont limités à la période d'initiation. Seul le modèle de De Los Rios *et al* (2000) permet de calculer la vie totale. Tout comme Curtis *et al* (2003), De Los Rios *et al* (2000) considèrent que la période d'initiation est une période de pré-propagation. Ce modèle permet ainsi d'estimer la vie totale en calculant l'évolution de fissure jusqu'à rupture à partir d'une micro-fissure dont la longueur initiale est de l'ordre d'un demi-grain. Cette section présente ce modèle.

### 1.7.1 Modèle de Navarro-Rios

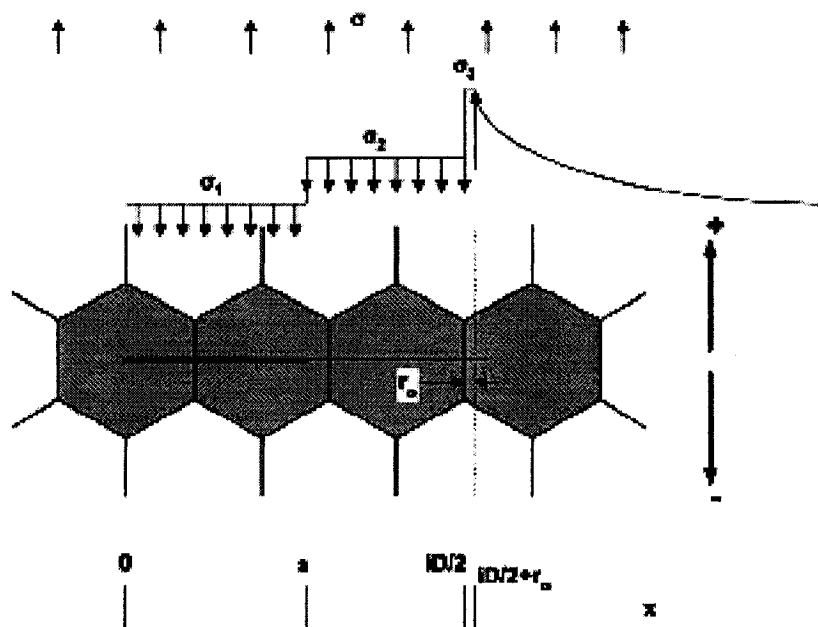
Selon De Los Rios *et al* (2000), le dommage en fatigue dans une pièce grenailée doit être évalué en considérant le comportement des fissures courtes, puisque le grenailage modifie la microstructure et les propriétés de la couche en surface de la pièce traitée. Le modèle développé par ces auteurs, appelé modèle Navarro-Rios (N-R), est basé sur les concepts de la micromécanique de la rupture proposés par Bilby *et al* (1963). D'après Bilby, le comportement d'une fissure et celui de la zone plastique qui lui est associée peuvent être modélisés à l'aide de distributions de dislocations coins, lorsque la fissure se propage en Mode I, et de dislocations vis lorsque la fissure se propage en Mode II ou III. De Los Rios *et al* (2000) ont étendu ce modèle en considérant que les joints de grains offrent une résistance qui s'oppose à l'avance de la zone plastique formée en tête de fissure. D'après les auteurs, la vie en propagation calculée à l'aide de ce modèle est sensiblement égale à la vie totale due au fait que la longueur de la micro-fissure initiale est de l'ordre d'un demi-grain. La validité de cette hypothèse est appuyée par Curtis *et al*

(2003) qui ont rapporté que pour la plupart des alliages commerciaux, des micro-fissures s'initient dès que la contrainte locale dépasse la limite d'endurance.

Le modèle N-R est illustré schématiquement à la figure 1.43 pour quatre grains du matériau et montre une fissure de longueur  $a$ , qui se propage sous l'effet d'un chargement caractérisé par la contrainte maximale appliquée  $\sigma$ . Chacun des quatre hexagones représente un grain du matériau, de diamètre  $D$ . Ce modèle est caractérisé par trois régions au sein desquelles se développe une résistance qui s'oppose au chargement appliqué ( $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ , et  $\sigma_c$ ). Le paramètre  $i$  est un nombre entier impair qui représente le nombre de demi-grains affectés par le processus de fatigue ( $i = 1, 3, 5, \dots$ ). La région 1 correspond à la fissure de longueur  $a$  (position :  $0 \leq x \leq a$ ); dans cette région, les mécanismes d'ouverture et de fermeture de la fissure opposent une résistance  $\sigma_1$  à la propagation de la fissure. La région 2 est la zone plastique qui se forme en avant du front de fissure (position :  $a < x < iD/2$ );  $\sigma_2$  représente la résistance qu'oppose cette région à la déformation.

La région 3, représente la largeur du joint de grain ( $r_o$ ) qui doit être franchie pour permettre l'expansion de la zone plastique (position :  $iD/2 \leq x \leq iD/2 + r_o$  où  $r_o \ll D$ ); la résistance que le joint de grain oppose à l'expansion de la plasticité est égale à  $\sigma_c$  (cette résistance n'est pas illustrée sur la figure 1.43).





**Figure 1.43 - Illustration schématique du modèle de Navarro-Rios (Curtis *et al*, 2003)**

Le modèle est mis en équation en faisant la somme des forces internes et externes qui s'exercent sur le système. La solution de cette équation d'équilibre permet de trouver les équations du paramètre CTOD (« crack tip opening displacement », ouverture en fond de fissure) et de la contrainte résultante au joint de grain  $\sigma_3$ . Ces deux paramètres sont nécessaires aux calculs de la vie en fatigue. Le paramètre CTOD sert à établir les caractéristiques de propagation de la fissure et la valeur de la contrainte  $\sigma_3$  permet d'établir les conditions d'arrêt de la fissure.

### 1.7.2 Calcul de la vie en fatigue

Dans cette section, les équations nécessaires au calcul de la vie en fatigue sont présentées. Les paramètres d'entrée nécessaires au calcul de la prévision de vie sont: les dimensions et la forme de l'échantillon, la contrainte maximale appliquée, le rapport  $R$  des contraintes, le coefficient de Poisson  $\nu$ , le module de cisaillement  $G$ , la loi de

comportement du matériau dans le domaine plastique, la limite d'endurance en fatigue, les courbes de propagation de fissure ( $da / dN - \Delta K$ ), les paramètres géométriques de la fissure, le diamètre des grains, l'épaisseur des joints de grains, et dans le cas des échantillons grenailés, la distribution des contraintes résiduelles induites par le grenailage.

#### (a) Loi de propagation de la fissure

D'après le modèle N-R, la vitesse de propagation de la fissure est contrôlée par le paramètre CTOD, selon la relation suivante:

$$da/dN = A_2 CTOD^{m_2} \quad (1.1)$$

Le coefficients  $A_2$  et l'exposant  $m_2$  sont des constantes du matériau. La valeur du CTOD est déterminée à l'aide de l'équation suivante :

$$CTOD = \frac{2b a_i}{\pi^2 A} (\sigma_2^i - \sigma_1^i) \left\{ \ln \left( \frac{1}{n_1^i} \right) + \frac{\sqrt{1 - n_1^{i2}}}{n_1^i} \left[ \sin^{-1} n_1^i + \frac{\pi}{2} \left( \frac{\sigma - \sigma_2^i}{\sigma_2^i - \sigma_1^i} \right) \right] \right\} \quad (1.2)$$

où  $a_i$  est la longueur de la fissure ;  $n_1^i$  est la position adimensionnelle du bout de la fissure :

$$n_1^i = a_i / c_i \quad (1.3)$$

où  $c_i$  est la position de la fin du joint de grain de l'intervalle  $i$  par rapport à l'origine de la fissure :

$$c_i = iD/2 + r_o \quad (1.4)$$

Le paramètre  $A$  est associé au type de dislocations qui intervient dans le processus de fissuration (De los Rios, 1988). Dans le cas des dislocations coins (rupture en Mode I), l'expression de  $A$  prend la forme :

$$A = \frac{Gb}{2\pi(1-\nu)} \quad (1.5)$$

et pour des dislocations vis (Mode II ou III) :

$$A = \frac{Gb}{2\pi} \quad (1.6)$$

Dans les équations 1.5 et 1.6,  $b$  est le vecteur Burgers d'une dislocation coin ou d'une dislocation vis, selon le mode de rupture. Il est à noter que le vecteur de Burgers n'intervient pas dans le calcul puisqu'il se simplifie en insérant l'expression de  $A$  dans l'équation 1.2. Les autres paramètres pour le calcul du CTOD sont les suivants :

$\sigma$  = contrainte maximale appliquée ;

$\sigma_1^i$  = contrainte qui s'oppose à l'ouverture de la fissure;

$\sigma_2^i$  = contrainte qui s'oppose à la déformation plastique dans la zone située en avant du front de fissure;

Le coefficient  $A_2$  et l'exposant  $m_2$  sont à priori inconnus. Ces valeurs sont obtenues en posant l'hypothèse que, pour une fissure longue qui se propage dans un échantillon non-grenaillé, la vitesse de propagation obtenue en utilisant le CTOD (éq. 1.1) est égale à la vitesse de propagation obtenue en utilisant la loi de Paris, qui prend la forme :

$$da/dN = A_1 \Delta K^{m_1} \quad (1.7)$$

Dans l'équation 1.7, la valeur de  $\Delta K$  est fonction de la géométrie de la fissure étudiée et de la contrainte appliquée. Le coefficient  $A_1$  et l'exposant  $m_1$  sont des constantes du matériau qui sont généralement disponibles dans la littérature. Les valeurs de  $A_2$  et  $m_2$  sont déterminées en suivant la procédure suivante :

- 1- pour différentes longueurs de fissures spécifiées, calculer les valeurs de  $da/dN$  à l'aide de l'équation 1.7;
- 2- pour les mêmes longueurs de fissures que celles utilisées pour le calcul de  $da/dN$  en (1), calculer les valeurs du  $CTOD$  à l'aide de l'équation 1.2; dans le cas d'un échantillon non grenailé, la valeur de  $\sigma_1$  est posée égale à zéro et la valeur de  $\sigma_2$  est obtenue selon la procédure décrite dans les paragraphes qui suivent;
- 3- dans un diagramme log-log, tracer la courbe du  $da/dN$  obtenue (1) en fonction des  $CTOD$  obtenues en (2);
- 4- les coefficients  $A_2$  et  $m_2$  sont respectivement l'ordonnée où le  $CTOD$  est égale à 1 et la pente de la droite du diagramme tracée en (3).

#### **(b) Nombre de cycles en propagation et condition d'arrêt de la fissure**

Le nombre de cycles nécessaire pour que la fissure se propage dans un intervalle  $i$  est déterminé à partir de l'équation 1.1 en isolant  $dN$  et en intégrant la fonction résultante de  $a_s^i$  (longueur initiale de la fissure) à  $a_c^i$  (longueur finale de la fissure). Le nombre de cycles à rupture,  $N_p$ , est obtenu en faisant la sommation du nombre de cycles obtenu pour chacun des intervalles  $i$ , de  $i=1$  (intervalle initial) jusqu'à  $i_c$  (intervalle de rupture). La relation prend la forme :

$$N_p = \frac{1}{A_2} \sum_{i=1}^{i_c} \int_{a_s^i}^{a_c^i} \frac{da}{CTOD^{m_2}} \quad (1.8)$$

Pour la première étape de calcul, ( $i=1$ ), la longueur de fissure initiale  $a_s^{i=1}$  est déterminée en posant que la position adimensionnelle du bout de la fissure initiale  $n_l^i$  est obtenue à l'aide de la relation suivante (Navarro and De los Rios, 1992) :

$$n_l^i = n_s^{i=1} = 0,2 \quad (1.9)$$

Ce qui amène :

$$c_{i=1} = D/2 + r_o$$

on obtient à l'aide des équations 1.3 et 1.4 :

$$a_s^{i=1} = 0,2(D/2 + r_o)$$

La longueur finale de la fissure pour la première étape de calcul,  $a_c^{i=1}$ , est obtenue à l'aide de l'équation suivante :

$$n_c^i = \cos \left( \frac{\pi}{2} \frac{\sigma - \frac{m_i^*}{m_1^*} \frac{\sigma_{FS}}{\sqrt{i}} - \sigma_1^i}{\sigma_2^i - \sigma_1^i} \right) \quad (1.10)$$

et des équations 1.3 et 1.4, en posant  $n_l^i = n_c^{i=1}$ , ce qui conduit à :

$$a_c^{i=1} = n_c^{i=1} c_{i=1} = n_c^{i=1} (D/2 + r_o)$$

où pour des alliages d'aluminiums Curtis *et al* (2003) rapportent que le rapport  $m_i^* / m_1^*$  est calculé suivant l'expression:

$$\frac{m_i^*}{m_1^*} = 1 + 0,35 \ln(i) \quad (1.11)$$

Pour les intervalles subséquents ( $i = 3, 5, \dots, i_c$ ), la longueur de la fissure à la fin de l'étape  $i-2$ ,  $a_c^{i-2}$ , devient la longueur initiale de la fissure de l'étape  $i$  où :

$$n_s^i = n_c^{i-2} \frac{i-2}{i} \quad (1.12)$$

La longueur initiale de la fissure, au début de l'étape  $i$ , est alors calculée à l'aide des équations 1.3, 1.4 et 1.12 en posant  $n_l^i = n_s^i$ .

La longueur finale de la fissure pour les intervalles subséquents ( $i = 3, 5, \dots, i_c$ ), est calculée de la même façon que pour le premier intervalle à l'aide des équations 1.3, 1.4 et 1.11 en posant  $n_l^i = n_c^i$ .

Les valeurs que prendront  $\sigma_1^i$  et  $\sigma_2^i$  seront discutées plus en détail dans les paragraphes qui suivent.

À chacune des étapes de calcul  $i$ , il est nécessaire de vérifier si la contrainte résultante au joint de grain  $\sigma_3^i$ , est supérieure à la résistance du joint de grain  $\sigma_c$ . Si tel est le cas, la plasticité s'étend au grain suivant et la fissure peut continuer de se propager. Dans le cas contraire, la fissure se propage jusqu'au joint de grain et s'arrête. La valeur de  $\sigma_3^i$  est calculée à l'aide de l'équation suivante :

$$\sigma_3^i = \frac{1}{\cos^{-1} n_2^i} \left[ (\sigma_2^i - \sigma_1^i) \sin^{-1} n_1^i + \frac{\pi}{2} (\sigma - \sigma_2^i) \right] \quad (1.13)$$

La position adimensionnelle du joint de grain situé est donnée par :

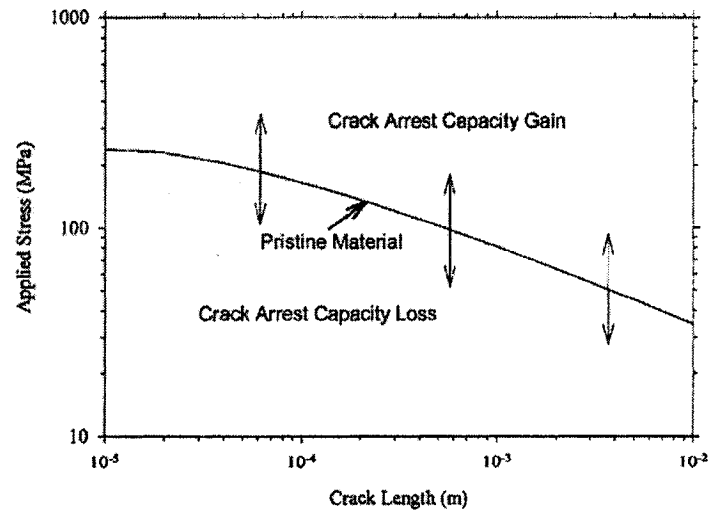
$$n_2^i = (iD/2)/(iD/2 + r_o), \quad (1.14)$$

Curtis *et al* (2003) présente un remaniement de l'équation 1.13 de façon à obtenir la condition d'arrêt caractérisée par la contrainte  $\sigma_{arrêt}^i$  qui est présenté par l'équation suivante:

$$\sigma_{arrêt}^i = \frac{m_i^*}{m_1^*} \frac{\sigma_{FS}}{\sqrt{i}} + \sigma_1^i \quad (1.15)$$

où  $\sigma_{FS}$  est la limite d'endurance en fatigue.

Pour une longueur de fissure donnée, si la contrainte appliquée est supérieure à  $\sigma_{arrêt}^i$  la contrainte résultante au joint de grain  $\sigma_3^i$  est suffisamment élevée pour que la plasticité franchisse le joint de grain. La figure 1.44 illustre une courbe typique des valeurs de  $\sigma_{arrêt}^i$  calculées pour différentes longueurs de fissures. Toutes les combinaisons de contrainte appliquée et de longueur de fissure localisée sous la courbe de la figure 1.44 résultent en un arrêt de la propagation. Dans le cas contraire, la fissure continue de se propager et le calcul est poursuivi.



**Figure 1.44 – Illustration typique de la contrainte d'arrêt (éq. 1.15) en fonction de la longueur de fissure (Curtis *et al*, 2003)**

### (c) Détermination de $\sigma_1^i$ et de $\sigma_2^i$

Les équations présentées ci-haut sont valides tant pour des échantillons grenailés que pour des échantillons non-grenailés; seules les valeurs des contraintes  $\sigma_1^i$  et de  $\sigma_2^i$  diffèrent. Dans le cas d'un échantillon non-grenailé, la contrainte  $\sigma_1^i$  est posée égale à zéro; dans le cas d'un échantillon grenailé, la contrainte  $\sigma_1^i$  est obtenue à partir de la distribution des contraintes résiduelles de compression en fonction de la profondeur de la pièce grenailée. Cette distribution peut être approximée à l'aide de l'équation suivante :

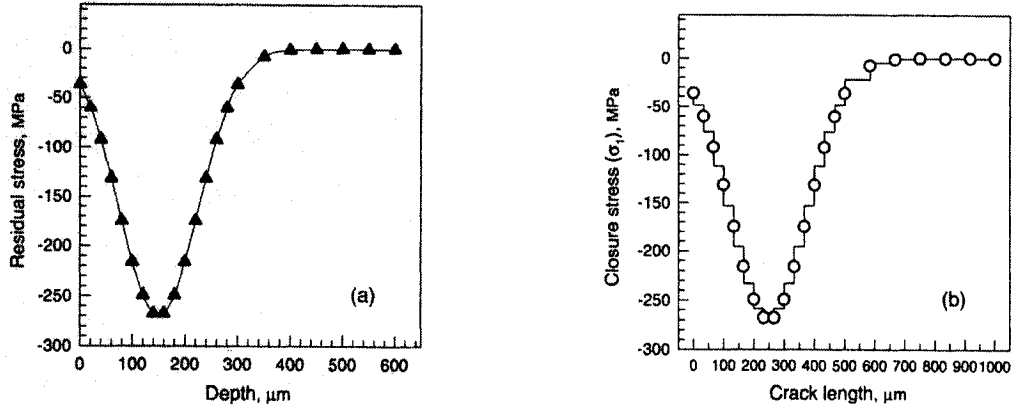
$$\sigma_R = A e^{\left[ \frac{-2(x-x_d)^2}{W^2} \right]} + B \quad (1.16)$$

où:

- $\sigma_R$  = contrainte résiduelle;
- $x$  = profondeur à laquelle la contrainte résiduelle est calculée;
- $x_d$  = profondeur à laquelle la contrainte résiduelle est maximale;
- $A+B$  = valeur de la contrainte résiduelle de compression maximale;
- $W$  = profondeur à laquelle la contrainte de compression est nulle.

La valeur des paramètres  $x_d$ ,  $A+B$  et  $W$  est généralement obtenue expérimentalement. La distribution des contraintes résiduelles obtenue à l'aide de l'équation 1.16 pour des échantillons en alliage d'aluminium Al2024-T351 grenailés est illustrée à la Figure 1.45 (a). Pour les besoins du modèle, les valeurs de la contrainte  $\sigma_1^i$  utilisées pour les calculs de vie sont obtenues en faisant la moyenne de contraintes correspondant aux longueurs de fissures pour chacun des intervalles tel qu'illustré à la figure 1.45 (b). Le modèle de N-R suppose que le chargement cyclique et la propagation de la fissure ne causent aucune relaxation des contraintes résiduelles.





(a) Champ de contrainte résiduelle (éq. 1.16) (b) valeur de  $\sigma_1^i$  pour chacune des étapes de calcul

**Figure 1.45 – a) Contrainte résiduelle de compression (éq. 1.16) en fonction de la profondeur pour un échantillon grenailé en alliage d'aluminium Al2024-T351; b) moyenne de contraintes correspondant aux longueurs de fissures pour chaque intervalle (De los Rios *et al*, 2000)**

Pour les échantillons non-grenailés, la contrainte  $\sigma_2^i$  peut être déterminée à l'aide de l'expression suivante pour une fissuration en Mode I (dislocations coins) :

$$\sigma_2^i = h^* S_Y \quad (1.17)$$

où

$$h^* = \frac{1 + \pi R_\sigma p k}{1 + 2 I_{n_1^i} p k} \quad \text{avec} \quad R_\sigma = \sigma / S_Y$$

$$I_{n_1^i} = \arccos n_1^i - n_1^i \sqrt{1 - n_1^{i2}}$$

$$k = 1 - \nu$$

$$p = \frac{k'}{G} \frac{c_i}{2w} \sqrt{i}, \text{ où } k'/G = 1/300$$

$$w = \frac{D}{M} \sqrt{i}, \quad \text{où } M \text{ peut varier de } 100 \text{ à } 150$$

Selon l'équation 1.17, la valeur de  $\sigma_2^i$  varie entre  $\sigma$  et  $S_Y$  (De Los Rios *et al*, 2000). Pour les échantillons grenailés, la valeurs de  $\sigma_2^i$  est fonction de la dureté du matériau mesurée en surface et sous la surface après grenailage (De Los Rios *et al*, 2000). Selon Curtis *et al* (2003), la valeur de  $\sigma_2^i$  est approximativement égale à la limite d'écoulement cyclique du matériau  $S_{Ycyclique}$ . Les équations servant au calcul de  $\sigma_2^i$  pour une fissuration en Mode II ou III (dislocations vis) n'ont pas été présentées par les auteurs.

### 1.7.3 Application du modèle

De Los Rios *et al* (2000) ont réalisé une série de tests de fatigue en flexion quatre points sur des échantillons grenailés et non grenailés d'alliage d'aluminium Al2024-T351. L'ensemble de leurs résultats expérimentaux sont montrés à la Figure 1.46, qui illustre la vie en fatigue en fonction de la contrainte maximale appliquée. Ces résultats sont comparés aux vies prévues à l'aide du modèle N-R. Puisqu'il existe une bonne corrélation entre les valeurs prévues et les résultats expérimentaux, les auteurs concluent que les hypothèses posées sont justes et que le modèle N-R permet de bien représenter le phénomène de fatigue, tout en intégrant correctement l'influence du grenailage. Cependant, il est important de souligner que ce modèle ne tient pas compte de l'état de surface et, en particulier, de l'augmentation de la rugosité due au grenailage qui a pour effet d'augmenter la contrainte locale et d'accélérer la vitesse de propagation (Curtis *et al*, 2003). Pour pallier à cette limitation, Curtis *et al* (2003) et Rodopoulos *et al* (2002) ont présenté une version modifiée du modèle initial de Navarro-Rios qui permet de tenir compte de la rugosité. Ces modifications sont présentées à la section suivante.

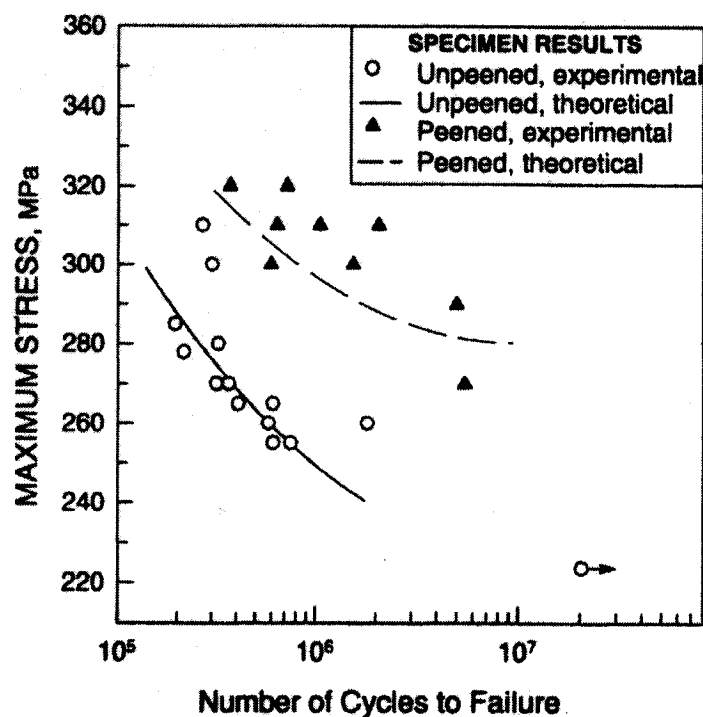


Figure 1.46 – Comparaison entre la vie en fatigue obtenue expérimentalement et la vie en fatigue calculée par le modèle de Navarro-Rios pour des échantillons grenailés et non-grenailés d'aluminium Al 2024-T351 (De Los Rios *et al*, 2000)

#### 1.7.4 Modèle N-R modifié en fonction de la rugosité en surface

Tel que mentionné à la section 1.2.1, en plus d'induire un champ de contrainte résiduelles, le grenaillage entraîne une augmentation de la rugosité. En se basant sur le modèle développé par Vallellano *et al* ( 2000, a et b) pour analyser l'effet d'entaille sur la vie en fatigue, Curtis *et al* (2003) et Rodopoulos *et al* (2002) ont introduit deux nouveaux paramètres dans le modèle N-R qui tiennent compte de la rugosité.

Le premier paramètre est un facteur de concentration de contrainte  $K_{t\ rug}$  qui amplifie la contrainte appliquée,  $\sigma$ . Sa valeur est obtenue à l'aide de la relation suivante :

$$K_{t\ rug} = 1 + 1.05(\alpha/\beta) \quad (1.18)$$

où

$$\alpha = R_t \text{ et } \beta = RSm/2.$$

Les valeurs  $R_t$  et  $RSm$  sont des paramètres standardisés mesurés à l'aide d'un profilomètre et permettent de décrire la rugosité d'une surface (Figure 1.12). Le deuxième paramètre est un facteur d'entaille  $Z_i$  qui influence la microstructure et qui affecte la valeur de la contrainte d'arrêt,  $\sigma_{arrêt}^i$  :

$$(\sigma_{arrêt}^i)^N = Z_i \sigma_{arrêt}^i \quad (1.19)$$

où  $(\sigma_{arrêt}^i)^N$  est la contrainte d'arrêt dans le cas d'un échantillon entaillé et  $\sigma_{arrêt}^i$  est la contrainte correspondante pour un échantillon lisse (eq. 1.15) . La valeur de  $Z_i$  est obtenue à l'aide de l'équation suivante :

$$Z_i = \frac{\sqrt{i}}{\alpha + \beta} \left[ \frac{\bar{\beta}}{\lambda_i} + \frac{\bar{\alpha}}{\sqrt{1 + \lambda_i^2}} \right]^{1/2} \quad (1.20)$$

avec

$$\lambda_i = \frac{1}{\alpha^2 - \beta^2} \left[ \alpha \sqrt{(\alpha + iD/2)^2 - \alpha^2 + \beta^2} - \beta(\alpha + iD/2) \right]$$

et

$$\bar{\alpha} = \frac{2\alpha}{D} \text{ et } \bar{\beta} = \frac{2\beta}{D}$$

Avec les modifications précédentes, la valeur de  $n_c^i$  est obtenue à l'aide de :

$$n_c^i = \cos \left( \frac{\pi}{2} \frac{\frac{\sigma}{Z_i} - (\sigma_{arrest}^i)^N}{\sigma_2^i - \sigma_1^i} \right) = \cos \left( \frac{\pi}{2} \frac{\frac{\sigma}{Z_i} - Z_i \sigma_{arrest}^i}{\sigma_2^i - \sigma_1^i} \right) \quad (1.21)$$

Le modèle initial N-R est ainsi modifié en multipliant la contrainte appliquée  $\sigma$  par le facteur de concentration de contrainte  $K_t$  et en remplaçant les équations 1.15 et 1.10 par les équations 1.19 et 1.21 respectivement. Les auteurs n'ont pas présenté de comparaison entre des prévisions de vie obtenues à l'aide de ce modèle et des résultats expérimentaux. Néanmoins, ce modèle sera utilisé dans le présent projet de recherche pour prédire la vie en fatigue d'échantillons grenailés en alliage d'aluminium 7050-T7451.

### 1.8 Conclusion

Cette étude bibliographique donne un aperçu des principes et caractéristiques du grenailage. Ce procédé d'écrouissage à froid est reconnu comme une technique efficace pour augmenter la vie en fatigue des pièces traitées. Le grenailage modifie l'état de la pièce traitée par le biais de deux phénomènes antagonistes soit, la création d'un champ de contraintes résiduelles de compression ainsi que l'endommagement de l'état de surface. Ces deux phénomènes entraînent respectivement une augmentation et une diminution de la vie en fatigue. L'intensité Almen et le taux de recouvrement sont présentés comme deux méthodes de contrôle couramment utilisées pour évaluer la répétitivité du procédé de grenailage. L'intensité Almen permet de mesurer, spécifier et/ou calibrer la quantité d'énergie transmise par les grenailles à la pièce traitée tandis que le taux de recouvrement

est une mesure qui permet d'assurer l'homogénéité du traitement de grenaillage. Plusieurs chercheurs ont observé qu'il existait une intensité Almen particulière qui maximisait la vie en fatigue. Cette intensité présente le meilleur compromis entre un profil de contraintes résiduelles en compression profond et un état de surface acceptable. Si la pièce est grenaillée avec une intensité supérieure à l'intensité optimale, la vie en fatigue diminuera à cause d'un endommagement excessif de la surface.

Dans cette revue, des modèles d'éléments finis qui permettent de simuler la distribution des contraintes résiduelles en fonction des paramètres de grenaillage ont aussi été présentés. Les modèles axisymétriques exigent un temps de calcul relativement faible et permettent de réaliser des études préliminaires utiles au développement de modèles plus complets à trois dimensions. Cette étude couvre la géométrie des modèles présentés, les conditions aux frontières, ainsi que les paramètres nécessaires à la modélisation tels que, les lois de comportement des matériaux, le coefficient de frottement et le nombre d'impacts modélisés en un même point.

La dernière partie de cette revue porte sur le modèle de Navarro-Rios qui permet de calculer la vie en propagation d'échantillons grenaillés en tenant compte des contraintes résiduelles de compression et de la rugosité en surface. De plus, ce modèle donne la possibilité de calculer la propagation à partir d'une micro-fissure et permet ainsi de tenir compte de la période d'initiation qui est considérée comme une période de pré-propagation de la fissure.

En conclusion, cette revue bibliographique donne un portrait global du procédé de grenaillage. Les informations qui y sont rapportées permettront de définir un programme d'essais expérimentaux pertinent, de développer des modèles d'éléments finis appropriés et de vérifier la validité du modèle de prévision de vie choisi.

## CHAPITRE 2 - PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

Des essais de fatigue-propagation uniaxiale ont été effectués jusqu'à la rupture sur des échantillons grenaillés et non grenaillés en alliage d'aluminium Al7050-T7451. La distribution des contraintes résiduelles ainsi que la rugosité ont été mesurées pour chacune des conditions de grenaillage considérée. Dans ce chapitre, les caractéristiques de l'alliage étudié, la géométrie des échantillons usinés et les procédures d'application du procédé de grenaillage sont détaillées. Les techniques utilisées pour mesurer la rugosité et les contraintes résiduelles sont décrites. Enfin, les procédures expérimentales utilisées pour réaliser les essais de fatigue et pour mesurer les longueurs de fissures sont présentées.

### 2.1 Matériau utilisé

L'alliage d'aluminium Al7050-T7451 a été choisi pour cette étude car ce matériau est utilisé pour la construction de différentes structures d'aéronefs grenaillées. Les alliages de la série 7050 font partie de la famille Al-Zn-Mg-Cu-Zr et ont été développés pour offrir une résistance mécanique élevée, une résistance à la corrosion sous tension accrue ainsi qu'une bonne ténacité.

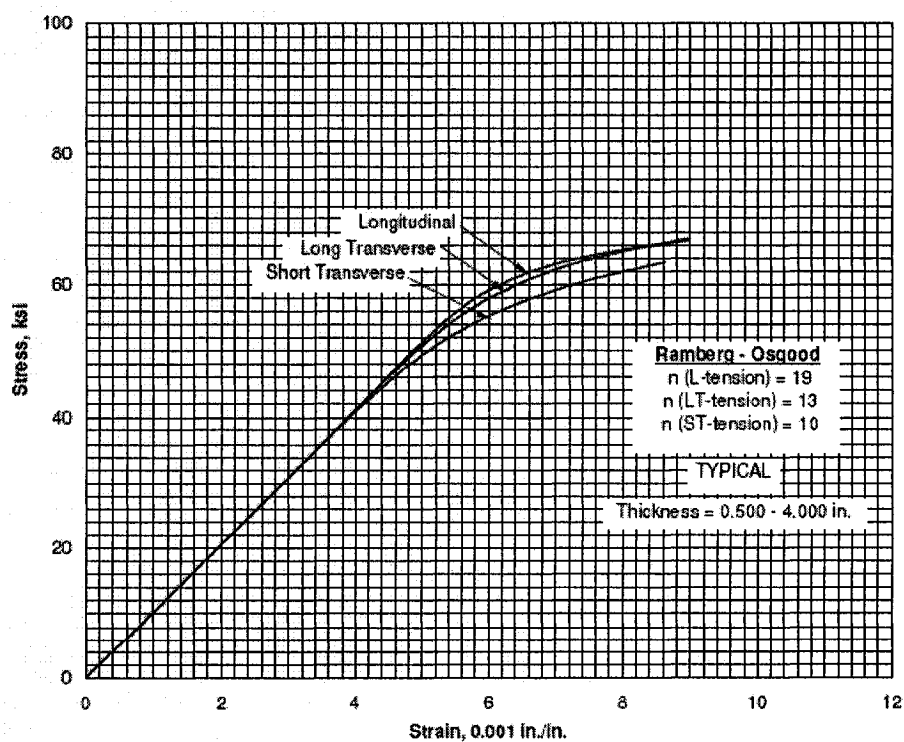
La composition chimique de l'alliage Al7050-T7451 est présentée au tableau 2.1. Le matériau a été fourni par L-3 Communications MAS, Canada sous forme de plaque de 6,35 mm d'épaisseur. Les courbes de contrainte-déformation obtenues pour des essais de traction statique sont présentées à la figure 2.1 pour les directions longitudinale (L, sens du laminage), transversale-longue (LT) et transversale-courte (ST) de la plaque. Dans le domaine élastique, le comportement du matériau est identique pour les trois directions; cependant, dans le domaine plastique, il diffère légèrement, l'écrouissage étant plus important pour la direction longitudinale. Les propriétés mesurées dans la direction longitudinale de la plaque sont rapportées au tableau 2.2.

**Tableau 2.1 – Composition chimique en poids de l'alliage d'aluminium Al7050 (The Aluminium association, 2006)**

Élément	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al	Autre	
										chaque	total
% min (poids)			2,0		1,9		5,7		reste		
% max (poids)	0,12	0,15	2,6	0,10	2,6	0,04	6,7	0,06		0,05	0,15

**Tableau 2.2 – Propriétés mécaniques de l'alliage Al7050-T7451 (direction L) (MMPDS-01, 2003)**

Module de Young, E (MPa)	Limite d'écoulement, $S_y$ (MPa)	Contrainte ultime, $\sigma_u$ (MPa)	Coefficient de Poisson, $\nu$
71020	441	510	0,33



**Figure 2.1 - Courbe de contrainte-déformation typique en traction de l'alliage Al7050-T7451 à température ambiante (MMPDS-01, 2003)**



## 2.2 Échantillons

Les échantillons utilisés pour les essais de fatigue ont été usinés à l'École Polytechnique, ont une forme de sablier telle qu'illustrée à la figure 2.2 et ont une épaisseur de 6,35 mm. Les échantillons ont été découpés de façon à ce que les fissures se propagent perpendiculairement au sens du laminage de la plaque. Cette direction présente les meilleures caractéristiques de résistance en fatigue. La plus petite section mesure 15 mm de largeur et est localisée à mi-longueur, ce qui assure une rupture loin des mâchoires; la valeur du facteur de concentration de contrainte  $K_t$  à cet endroit est égale à 1,045 (Figure 2.3). Pour rencontrer les exigences de L-3 Communications MAS, Canada en matière de grenailage, les arrêtes vives ont été arrondies et polies de telle sorte que la valeur des rayons résultant soit plus grande ou égale à 0,762 mm.

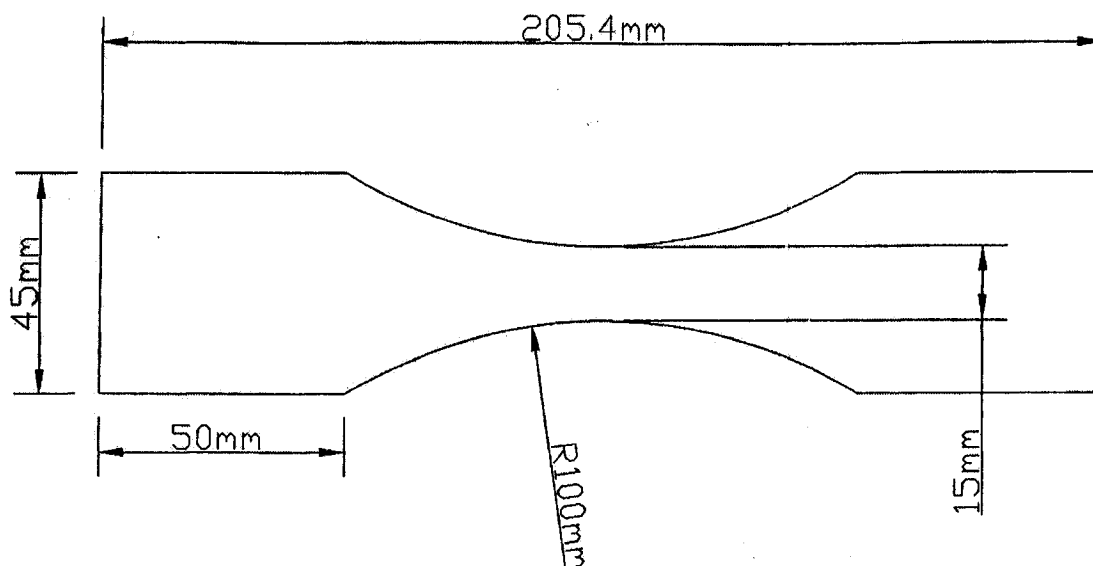
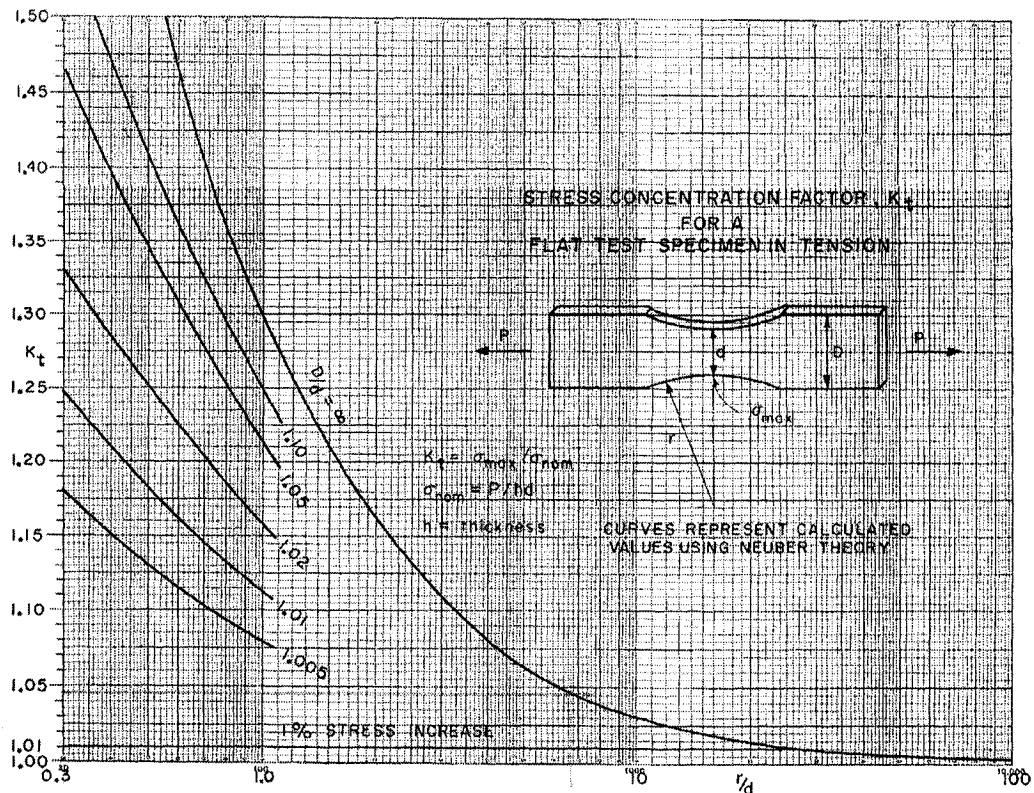


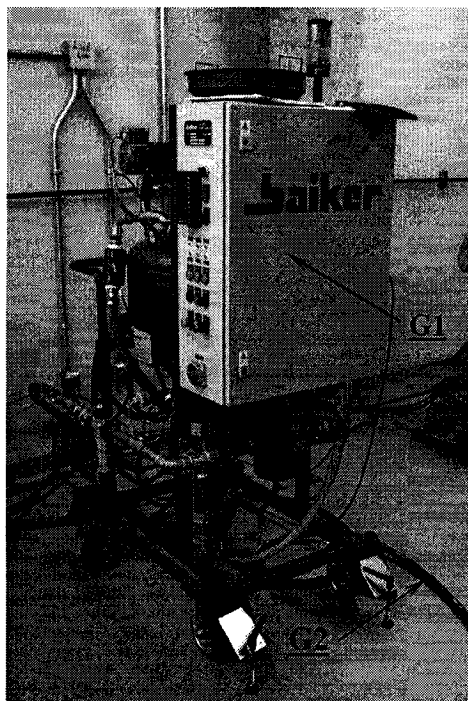
Figure 2.2 – Géométrie des échantillons pour essais de fatigue sous chargement uniaxial



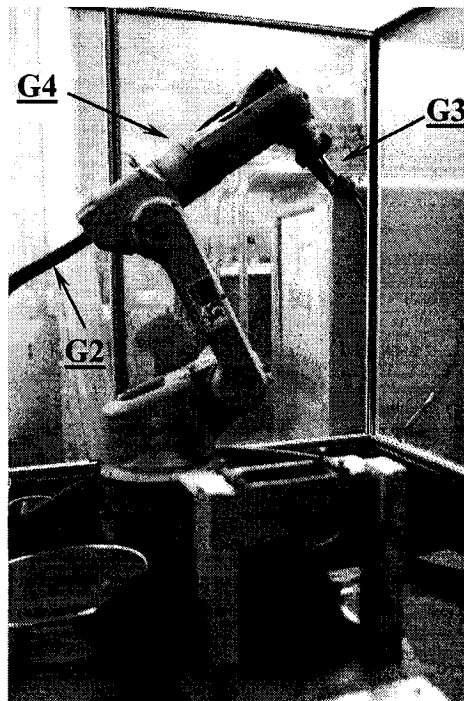
**Figure 2.3 – Facteur de concentration de contrainte en fonction de la géométrie d'échantillons plats (Peterson, 1974)**

### 2.3 Procédé de grenailage

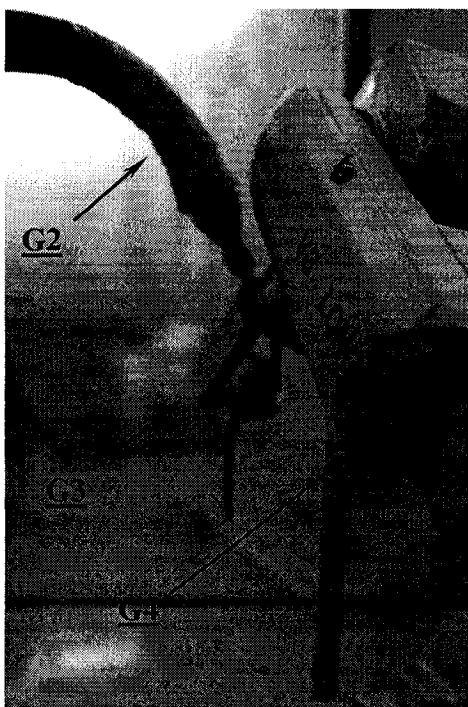
Le grenailage des échantillons a été effectué au Centre des technologies de fabrication en aérospatiale (CTFA), qui est un des laboratoires du Conseil national de recherche du Canada. Le procédé a été réalisé en respectant les normes MIL-S-13165C et TI-QPR-2550-002. Le montage utilisé est illustré à la figure 2.4. Le grenailage a été réalisé à l'aide d'une machine pneumatique de marque « BAIKER » (G1) et à l'aide de billes de céramique de type « Z425 ». La machine pneumatique propulse les billes dans un tuyau de caoutchouc (G2) qui est relié à un canon de projection (G3). Le canon de projection de type « 45 degrés CRJ-700 » est fixé sur un robot de type « Motoman » (G4) qui assure une trajectoire précise ainsi qu'une vitesse d'avance constante. Lors du grenailage, les échantillons sont fixés sur un support.



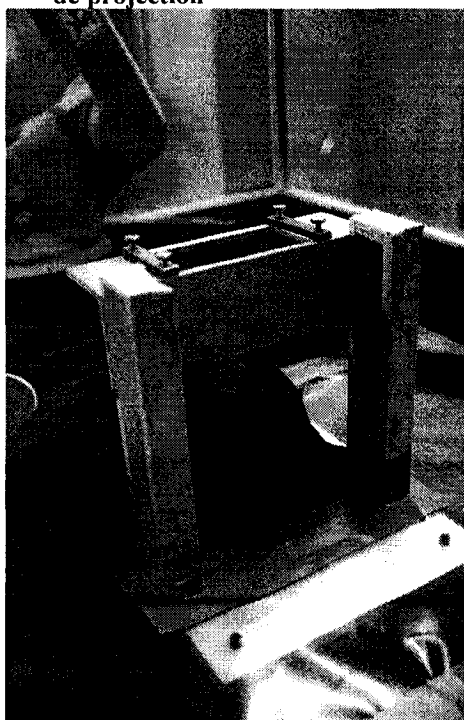
(a) Machine de grenaillage Baiker



(b) Vue d'ensemble du montage robot-canon de projection



(c) Vue rapprochée du montage robot-canon de projection



(d) Support pour les échantillons

Figure 2.4 – Illustration de la machine et des composantes nécessaires au grenaillage

Le montage a été conçu pour reproduire des conditions de grenaillage semblables aux conditions de L-3 Communications MAS, Canada. Au total, 45 échantillons ont été grenaillés en utilisant cinq intensités Almen différentes, soit 9 échantillons par niveau d'intensité Almen. Pour chaque série de 9 échantillons, l'intensité spécifiée a été vérifiée avant et après le grenaillage en utilisant des plaquettes Almen de type « A » et en suivant la procédure appropriée telle que décrite à la section 1.3.1. Les intensités choisies sont obtenues en faisant varier la vitesse des grenailles à l'aide des paramètres de grenaillage décrits au tableau 2.3. Lors du grenaillage des échantillons, l'extrémité du canon est située à 25,4 mm de la pièce traitée et avance à une vitesse constante de 10,4 mm/s. Le canon de projection est toujours perpendiculaire à la surface traitée. Les quatre faces et les quatre arrêtes principales ont été grenaillées uniformément.

Les cinq intensités Almen choisies pour le traitement des échantillons sont : 0,0508 mmA (0,002 poA), 0,1016 mmA (0,004 poA), 0,1524 mmA (0,006 poA), 0,2032 mm A (0,008 poA) et 0,254 mmA (0,010 poA). Par souci d'alléger la présentation de ce travail et dans le but d'utiliser les mêmes désignations que l'industrie, les intensités Almen énumérées ci-haut seront respectivement désignées par 2A, 4A, 6A, 8A et 10A. De plus, les échantillons non grenaillés seront identifiés par 0A.

**Tableau 2.3 – Paramètres de grenaillage sélectionnés en fonction de l'intensité Almen**

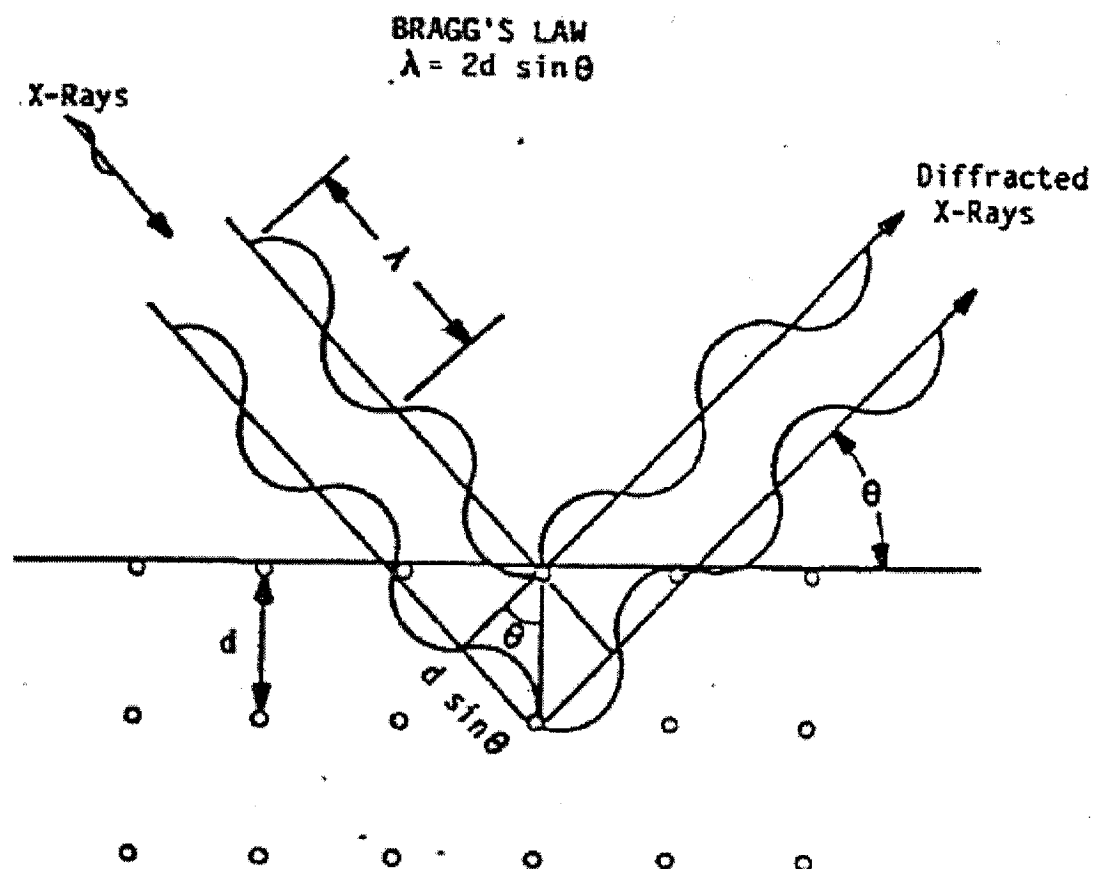
<b>Intensité</b> <b>(po)</b>	<b>Pression</b> <b>(kPa)/(psi)</b>	<b>Débit</b> <b>massique</b> <b>(kg/min)</b>	<b>Type de</b> <b>billes</b>	<b>Angle de</b> <b>projection</b> <b>(degré)</b>	<b>Distance</b> <b>entre le</b> <b>canon et la</b> <b>pièce</b> <b>(mm)</b>	<b>Vitesse</b> <b>d'avance</b> <b>du robot</b> <b>(mm/s)</b>
<b>2A</b>	37,9/ 5,5	1,6	Z425	90	25,4	10,4
<b>4A</b>	48,3/ 7,0	0,6	Z425	90	25,4	10,4
<b>6A</b>	68,9/ 10,0	0,4	Z425	90	25,4	10,4
<b>8A</b>	100,0/ 14,5	0,4	Z425	90	25,4	10,4
<b>10A</b>	155,1/ 22,5	0,4	Z425	90	25,4	10,4

## 2.4 Mesure de rugosité

Les mesures de rugosité ont été prises à l'École Polytechnique de Montréal à l'aide d'un profilomètre électronique de type « Mitutoyo SC/PRO/SJ ». La rugosité de 6 échantillons a été mesurée, soit un échantillon par niveau d'intensité Almen (2A, 4A, 6A, 8A et 10A) et un échantillon non grenailé (0A). La rugosité a été mesurée dans le sens de la longueur des échantillons. Avant de prendre les mesures, il est nécessaire de déterminer la distance d'échantillonnage appropriée du profilomètre (Cutoff distance). Par définition, la distance d'échantillonnage est la longueur linéaire sur laquelle le profilomètre effectue les mesures. Cette valeur dépend de l'état de la surface ; plus la surface est accidentée, plus cette distance doit être élevée pour obtenir des résultats représentatifs pour tous les états de surface mesurés. Toutes les mesures de rugosité ont été réalisées pour deux distances d'échantillonnage soit 0,8 mm et 2,5 mm. Les paramètres de rugosité mesurés sont  $Ra$ ,  $Rt$ ,  $Rz$  et  $RSm$ .

## 2.5 Mesures des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles en fonction de la profondeur ont été mesurées par l'entreprise Proto Manufacturing Limited, située à Oldcastle en Ontario, à l'aide de la méthode de diffraction des rayons X. Cette méthode est à priori non destructive. Cependant, pour obtenir la distribution des contraintes en fonction de la profondeur, il est nécessaire d'enlever successivement des minces couches de l'alliage par usinage électrochimique. Pour mesurer les contraintes résiduelles, des rayons X ayant une seule longueur d'onde  $\lambda$  connue sont envoyés sur la surface des échantillons (Figure 2.5). Les rayons incidents diffractent sur les atomes suivant un angle  $\theta$  qui est fonction de la longueur d'onde  $\lambda$ . La distance  $d$  entre les plans atomiques est calculée à l'aide de l'équation de Bragg (eq. 2.1). Cette distance  $d$  permet de trouver la déformation du matériau à cet endroit et ainsi de déduire la contrainte résiduelle qui y est associée.

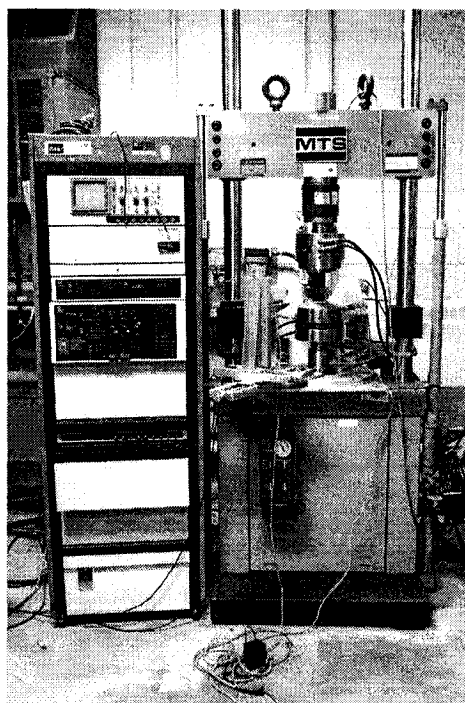


**Figure 2.5 – Illustration schématique de l'équation de Bragg (Pardue et Lowery, 1991)**

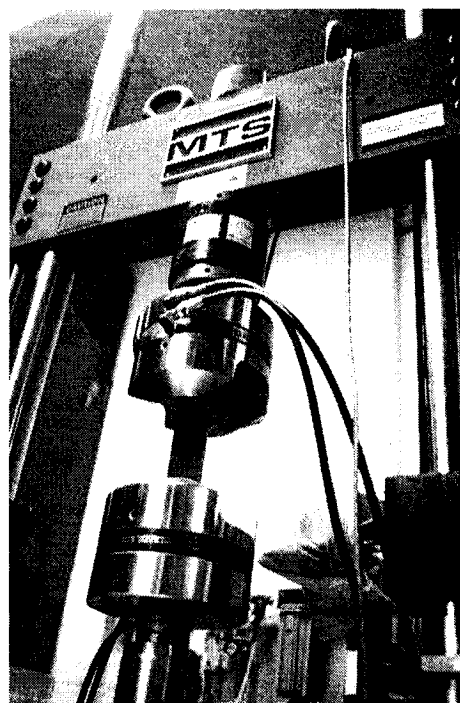
Les contraintes résiduelles suivant la direction de laminage de la plaque ont été mesurées à différentes profondeurs sur 5 échantillons carrés préalablement grenaillés à une intensité Almen spécifique (2A, 4A, 6A, 8A et 10A) et un échantillon non grenaillé (0A). Le grenaillage de ces échantillons a été réalisé en utilisant les mêmes paramètres que ceux utilisés pour le grenaillage des échantillons de fatigue. Les échantillons ont été usinés dans une plaque d'une épaisseur initiale de 12,7 mm. Une couche de 2,54 mm a été retirée par usinage sur chacune des faces. Les dimensions finales des échantillons avant grenaillage sont 76,2 mm de côtés par 7,62 mm d'épaisseur.

## 2.6 Essais de fatigue

Les essais de fatigue-propagation ont été réalisés à l'École Polytechnique de Montréal. Ces essais ont été effectués à l'aide d'une machine servo-hydraulique MTS d'une capacité de 250 kN (Figure 2.6), à la température ambiante, sous un chargement à amplitude constante et avec un rapport de contrainte  $R$  égal à 0,05. La fréquence d'essai,  $f$ , a été maintenue constante et égale à 10,0 Hz jusqu'à la rupture de l'échantillon. Trois niveaux de contraintes maximales ont été sélectionnés, soit 379 MPa (36 088N), 345 MPa (32 806 N) et 310 MPa (29 527 N). Les valeurs des contraintes maximales présentées sont calculées pour la plus petite section sans tenir compte du facteur de concentration de contrainte. Au total, 54 échantillons ont été testés, dont 45 échantillons grenillés à des intensités Almen variant de 2A à 10A et 9 échantillons non grenillés (0A). Pour toutes les conditions de grenailage, les essais ont été répétés trois fois par niveau de chargement maximal. Le programme d'essai est résumé au Tableau 2.4.



(a) Vue d'ensemble



(b) Vue d'un échantillon monté dans les mâchoires hydrauliques

**Figure 2.6 – Banc d'essai de la machine servo-hydraulique MTS et panneau de contrôle et d'acquisition des données**

**Tableau 2.4 – Programme d’essais de fatigue ( $R = 0,05$ ,  $f = 10,0$  Hz)**

<b>Intensité Almen (A)</b>	<b>Niveau de contrainte maximale (MPa)</b>	<b>Nombre d’essais</b>
<b>0</b>	379	3
	345	3
	310	3
<b>2</b>	379	3
	345	3
	310	3
<b>4</b>	379	3
	345	3
	310	3
<b>6</b>	379	3
	345	3
	310	3
<b>8</b>	379	3
	345	3
	310	3
<b>10</b>	379	3
	345	3
	310	3
<b>Nombre total d’essais</b>		<b>54</b>

## 2.7 Suivi de fissures par caméra

L’initiation et la propagation de fissures ont été observées lors des essais de fatigue décrits ci-haut à l’aide de deux caméras vidéo (grossissement maximum de 50X) reliées à un moniteur. Les caméras sont montées sur un système de micromètres qui permet de déplacer les caméras de façon précise. Le système de micromètre est fixé sur un plateau rotatif. Ce montage permet de suivre et de mesurer des fissures dans la région centrale des échantillons observés. Pour faciliter la détection de l’initiation de fissure, les échantillons ont été badigeonnés avec un liquide pénétrant dans la région d’intérêt et ils



ont été observés avec une lampe aux rayons ultra-violets. Au total, le suivi de fissure a été effectué sur 18 échantillons. Le Tableau 2.5 résume le programme du suivi de fissure.

**Tableau 2.5 – Programme de suivi de fissures ( $R = 0.05$ ,  $f = 10,0$  Hz)**

<b>Intensité Almen (A)</b>	<b>Niveau de contrainte maximale (MPa)</b>	<b>Nombre d'essais</b>
<b>0</b>	379	1
	345	1
	310	1
<b>2</b>	379	1
	345	1
	310	1
<b>4</b>	379	1
	345	1
	310	1
<b>6</b>	379	1
	345	1
	310	1
<b>8</b>	379	1
	345	1
	310	1
<b>10</b>	379	1
	345	1
	310	1
<b>Nombre total de suivi de fissures</b>		<b>18</b>

## **2.8 Conclusion**

Dans ce chapitre, les propriétés mécaniques du matériau étudié dans ce projet ont été présentées. Les procédures expérimentales pour réaliser le grenaillage, les mesures des contraintes résiduelles et de la rugosité ont été brièvement décrites. Les conditions d'essai de fatigue ont été établies.

Les résultats expérimentaux obtenus seront rapportés et discutés dans les chapitres suivants. Dans un premier temps, les contraintes résiduelles mesurées seront comparées à celles calculées par la méthode des éléments finis, ce qui fait l'objet du prochain chapitre. Ensuite, les résultats de vie en fatigue seront analysés en considérant les valeurs mesurées des contraintes résiduelles et de la rugosité afin d'établir les conditions de grenaillage qui maximisent la vie en fatigue. Les mesures des contraintes résiduelles et de la rugosité seront également utilisées comme valeurs d'entrée dans le modèle de Navarro-Rios pour prédire la vie en fatigue-propagation. Finalement, les résultats calculés à l'aide de ce modèle seront comparés aux résultats expérimentaux obtenus lors des essais de fatigue-propagation.

### **CHAPITRE 3 - CONTRAINTES RÉSIDUELLES INDUITES PAR GRENAILLAGE**

Les contraintes résiduelles de compression induites par grenaillage ont une influence directe sur l'amélioration de la vie en fatigue des pièces traitées. La distribution de ces contraintes en surface et sous la surface de la pièce dépend, entre autres, de l'intensité Almen à laquelle le procédé est appliqué. Afin d'étudier de manière systématique l'influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue, il est important, dans une première étape, de quantifier la distribution des contraintes résiduelles en fonction de ce paramètre. Ceci fait l'objet du présent chapitre, où les valeurs des contraintes résiduelles mesurées par rayons-X pour différentes intensités Almen sont d'abord présentées. Deux modèles d'éléments finis sont ensuite introduits. Le premier est bidimensionnel (axisymétrique) et il permet de simuler le champ de contraintes résiduelles induit par un impact simple. Le deuxième modèle est tridimensionnel et il a été utilisé pour simuler l'effet de plusieurs impacts. Les champs de contraintes résiduelles obtenus à l'aide de ces deux modèles sont discutés et comparés aux valeurs mesurées.

#### **3.1 Contraintes résiduelles mesurées**

Les contraintes résiduelles dans la direction du laminage de la plaque ont été mesurées à l'aide de la méthode de diffraction par rayons-X (voir section 2.5), pour cinq échantillons grenaillés à des intensités Almen spécifiques (2A, 4A, 6A, 8A et 10A) et pour un échantillon non grenaillé (0A). Les mesures ont été effectuées en 12 points à partir de la surface jusqu'à une profondeur de 0,305 mm sous la surface traitée, l'épaisseur de l'échantillon étant de 7,6 mm. Les résultats, fournis par la firme L-3 Communications MAS, Canada qui en demeure propriétaire, sont rapportés au tableau 3.1 Les valeurs en gras et soulignées du tableau correspondent à la contrainte maximale en compression.

**Tableau 3.1 – Valeurs des contraintes résiduelles mesurées suivant la direction du laminage de la plaque, à différentes profondeurs sous la surface traitée et pour chaque intensité Almen**

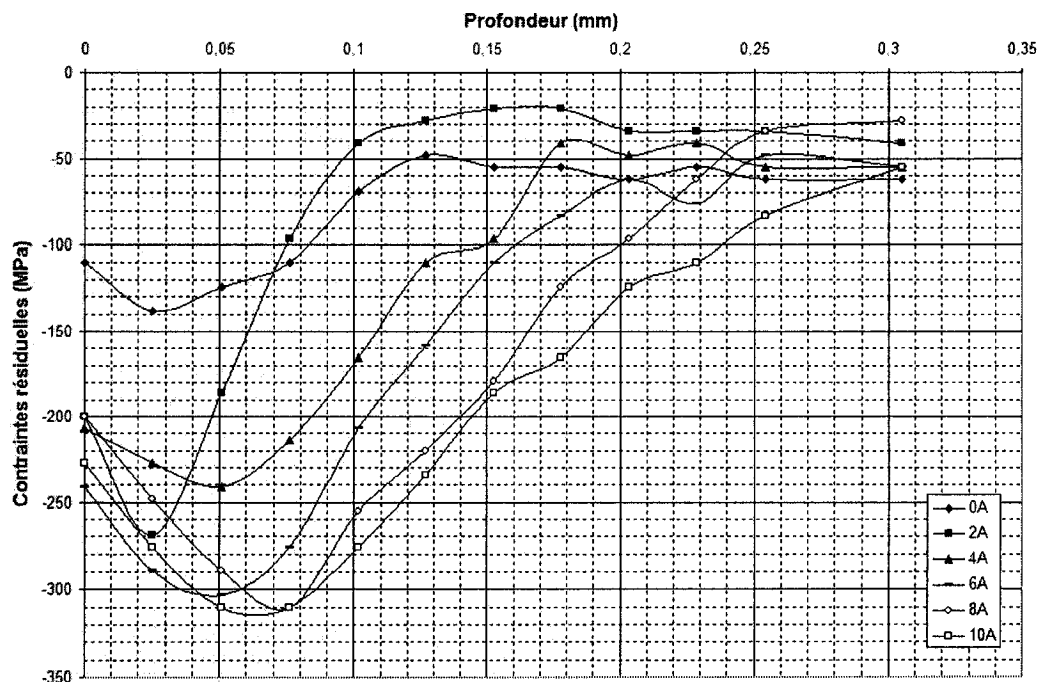
Profondeur (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)					
	0A	2A	4A	6A	8A	10A
0	-110	-200	-207	-241	-200	-228
0,025	<b>-138</b>	<b>-269</b>	-228	-290	-248	-276
0,051	-124	-186	<b>-241</b>	<b>-303</b>	-290	-310
0,076	-110	-97	-214	-276	<b>-310</b>	<b>-310</b>
0,102	-69	-41	-165	-207	-255	-276
0,127	-48	-28	-110	-159	-221	-234
0,152	-55	-21	-97	-110	-179	-186
0,178	-55	-21	-41	-83	-124	-165
0,203	-62	-34	-48	-62	-97	-124
0,229	-55	-34	-41	-76	-62	-110
0,254	-62	-34	-55	-48	-34	-83
0,305	-62	-41	-55	-55	-28	-55

Ces résultats sont également présentés à la figure 3.1 qui montre la variation de la contrainte résiduelle mesurée en fonction de la profondeur, pour chaque intensité Almen. Sur cette figure, les symboles représentant les points expérimentaux ont été reliés par des courbes dans le but de mieux visualiser l'ensemble des résultats.

Avant de procéder à l'analyse détaillée des résultats, il est important de noter que l'échantillon non grenaillé (0A) n'est pas exempt de contraintes résiduelles. Les contraintes résiduelles de compression en surface et maximales de cet échantillon sont respectivement de -110 MPa et de -138 MPa; elles ont probablement été induites par le laminage de la plaque et l'usinage des échantillons. Selon Fathallah (1994a), l'état initial des contraintes résiduelles peut avoir un effet sur le profil des contraintes introduites par le grenaillage si le taux de recouvrement est faible. Ses travaux, réalisés sur un alliage de titane et un superalliage à base de nickel ayant tous deux un état initial de contraintes avant d'être grenaillés à différents taux de recouvrement, ont montré que les valeurs de la contrainte de compression en surface, de la contrainte de compression maximale et de la profondeur à laquelle cette dernière se produit, se stabilisent dès que le taux de recouvrement atteint 100%. Puisque les échantillons étudiés ici ont un taux de

recouvrement d'au moins 100%, l'état de contraintes résiduelles associé à une valeur spécifique de l'intensité Almen ne devrait pas être affecté de manière importante par l'état initial des contraintes résiduelles.

Les résultats obtenus montrent les mêmes tendances que ceux présentés dans la littérature, pour le même type de mesure. Pour chacune des conditions de grenailage, le champ de contraintes mesurées est caractérisé principalement par la contrainte de compression en surface,  $\sigma_{r.c.surf.}$ , la contrainte de compression maximale,  $\sigma_{r.c.max.}$  et la profondeur à laquelle les contraintes résiduelles sont en compression. La profondeur maximale à laquelle les mesures ont été effectuées (0,305 mm) n'a pas permis de déterminer où le champ de contraintes résiduelles passe en tension. Cependant, à 0,305 mm de profondeur, les contraintes mesurées sont faibles. Selon le niveau d'intensité Almen, elles varient entre -28 et -62 MPa et semblent tendre vers une valeur qui se rapproche de zéro. Ces résultats mettent bien en évidence que le champ de contraintes résiduelles en compression est concentré dans une mince couche en surface de l'échantillon.



**Figure 3.1 – Variation des contraintes résiduelles mesurées selon la direction du laminage de la plaque, en fonction de la profondeur, pour différentes intensités Almen (résultats reproduits avec l'autorisation de L-3 Communications MAS, Canada)**

Pour les échantillons grenailés à des intensités Almen situées entre 2A et 10A, les contraintes en surface varient entre -200 et -241 MPa et ne suivent pas une tendance particulière en fonction de l'intensité Almen. En effet, la contrainte de compression en surface la plus élevée est obtenue pour une intensité de 6A tandis que la valeur minimale est obtenue pour les intensités de 2A et de 8A. Quant aux contraintes de compression maximales, elles varient entre -241 et -310 MPa et semblent augmenter en fonction de l'intensité Almen quoique la contrainte pour une intensité de 2A soit plus compressive que la valeur obtenue pour une intensité de 4A. On peut aussi observer que les valeurs des contraintes résiduelles de compression maximales ne varient plus de façon importante pour des intensités de 6A à 10A. On remarque finalement que plus l'intensité Almen est élevée, plus le champ de contraintes résiduelles de compression est profond quoique les distributions des contraintes n'évoluent presque plus pour des intensités de 8A et 10A.

Les résultats rapportés au chapitre 1 ont montré que les valeurs de la contrainte en surface et de la contrainte maximale étaient essentiellement fonction des propriétés du matériau grenailé et qu'elles ne variaient pas sensiblement en fonction de l'intensité Almen. Les variations des contraintes résiduelles en surface et maximales qui ont été observées peuvent être dues à la précision du système de mesure, à la dispersion associée à l'application du procédé de grenaillage ou à la condition initiale des échantillons, puisque ces derniers présentent des contraintes résiduelles non contrôlées avant grenaillage. Il est aussi intéressant de noter que pour toutes les intensités Almen considérées, les valeurs des contraintes résiduelles de compression mesurées sont inférieures à la limite d'écoulement statique du matériau qui est de 441 MPa. On observe ici que le grenaillage crée des déformations plastiques dans la région en surface, qui engendrent à l'équilibre des contraintes résiduelles de compression dans le domaine élastique.

### **3.2 Contraintes résiduelles calculées**

Comparativement aux mesures expérimentales, la modélisation du grenaillage à l'aide des éléments finis est une méthode peu coûteuse pour analyser l'influence des paramètres sur la distribution des contraintes résiduelles. Plusieurs modèles ont été présentés au Chapitre 1; cependant, peu d'entre eux ont été validés à l'aide de valeurs expérimentales. Dans le cadre de ce projet, deux modèles ont été choisis afin d'évaluer leur capacité à représenter fidèlement les contraintes résiduelles mesurées pour les conditions de grenaillage considérées dans ce projet. Le premier est un modèle axisymétrique à impact simple et le second, un modèle tridimensionnel à impacts multiples. Ces deux modèles seront appliqués à l'aide du logiciel LS-DYNA. Dans cette section, ces modèles sont décrits et les champs de contraintes résiduelles calculés sont présentés et comparés avec les résultats expérimentaux analysés à la section précédente.

Les propriétés de l'alliage Al7050-T7451 rapportées à la section 2.1 et les propriétés des billes de céramique Z425 présentées au tableau 3.2. ont servi à caractériser les comportements des matériaux.

**Tableau 3.2 – Propriétés des billes de céramique Z425**

<b>Diamètre (mm)</b>	<b>Module de Young (GPa)</b>	<b>Densité (g/cm<sup>3</sup>)</b>	<b>Coefficient de Poisson</b>
0,513	300,0	3,85	0,27

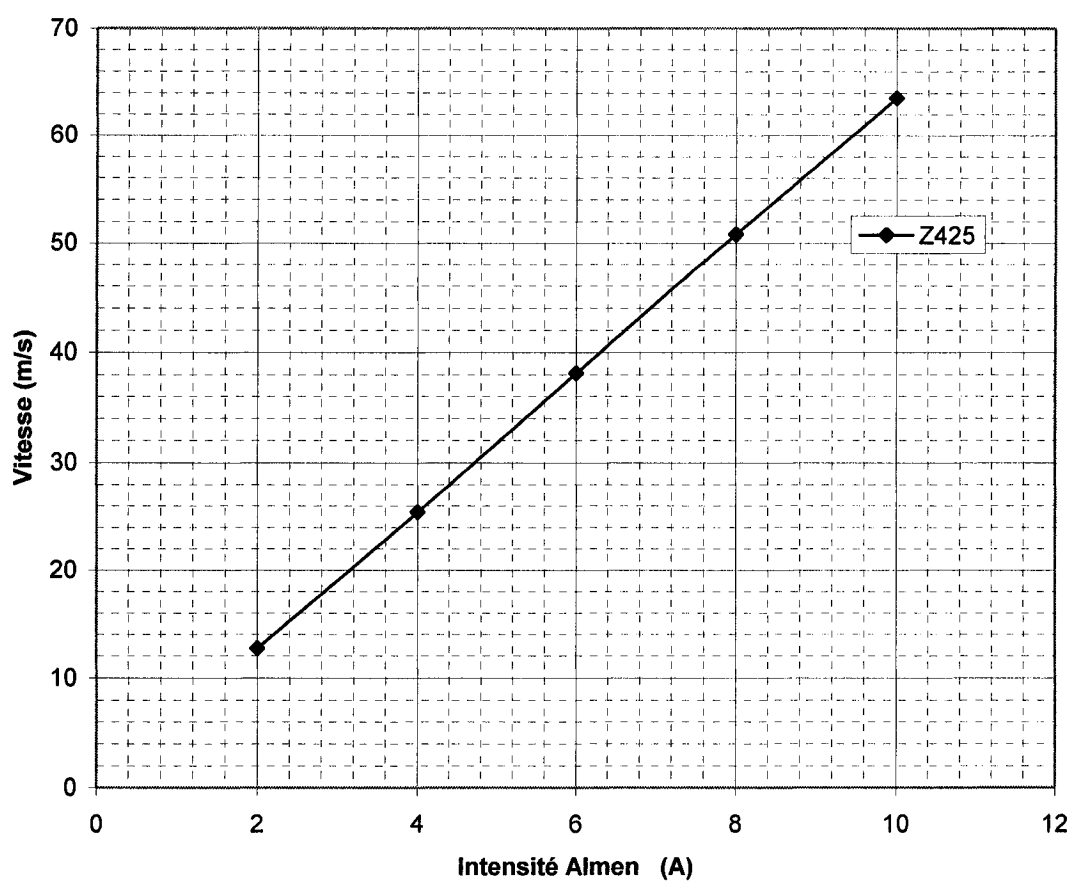
Pour toutes les simulations bidimensionnelles et tridimensionnelles présentées dans cette section, les billes sont modélisées avec une loi de comportement rigide. Un coefficient de frottement  $\mu = 0,1$  est utilisé pour les surfaces en contact et un coefficient d'amortissement de masse  $\alpha$  variant entre 500 et 1000/s est appliqué sur les éléments du bloc après l'impact des billes afin d'éliminer les vibrations résiduelles. Ce choix des paramètres est basé sur les résultats de la littérature (Meguid *et al* 2002; Drouin, 2006) et a été jugé adéquat pour les besoins de cette étude, vu la similitude des conditions appliquées. Il est important de spécifier que les pièces modélisées sont considérées comme étant dépourvues de contraintes résiduelles avant l'impact.

Puisque le logiciel simule un ou plusieurs impacts, un des paramètres d'entrée est la vitesse de projection des grenailles. Une relation doit alors être établie entre l'intensité Almen et la vitesse de projection des billes; cette relation a été fournie par le fabricant des billes « Saint-Gobain ». Pour les cinq valeurs d'intensité Almen étudiées (2A, 4A, 6A, 8A et 10A), le tableau 3.3 et la figure 3.2 décrivent la relation linéaire entre la vitesse des billes et l'intensité Almen.



**Tableau 3.3 – Vitesse de projection des billes Z425 en fonction de l'intensité Almen (A)**

<b>Intensité Almen (A)</b>	<b>V<sub>bille</sub> (m/s)</b>
<b>2</b>	<b>12,7</b>
<b>4</b>	<b>25,4</b>
<b>6</b>	<b>38,1</b>
<b>8</b>	<b>50,8</b>
<b>10</b>	<b>63,5</b>



**Figure 3.2 – Vitesse de projection des billes Z425 en fonction de l'intensité Almen (A)**  
(Fabricant de billes, Saint-Gobain )

### 3.2.1 Modèle axisymétrique à impact simple

Afin de modéliser de façon réaliste les multiples impacts du procédé de grenaillage, un modèle tridimensionnel doit être utilisé. Dans le but de diminuer le temps de calcul, un modèle axisymétrique a d'abord servi à faire un choix éclairé de certains paramètres de la loi de comportement du matériau impacté. Tel que décrit à la section 1.6.2, les lois de comportement couramment utilisées sont la loi d'écrouissage cinématique, la loi d'écrouissage isotrope, la loi de plasticité exponentielle et la loi de Cowper-Symonds. Il est à noter que ces quatre lois requièrent de modéliser la courbe de contrainte-déformation du matériau à l'aide d'une équation bilinéaire. La loi de plasticité exponentielle et celle de Cowper-Symonds permettent de prendre en compte l'influence du taux de déformation sur la limite d'écoulement. Comme le taux de déformation du matériau impacté est particulièrement élevé dans le procédé de grenaillage, ces deux dernières lois semblent a priori plus appropriées que les deux autres. Cependant, la loi de Cowper-Symonds présente aussi l'avantage de permettre de calculer les déformations pour un mode d'écrouissage complètement isotrope, complètement cinématique ou une combinaison de ces deux modes. Cette dernière loi est donc choisie pour déterminer la valeur de la limite d'écoulement ( $S_Y$ ) du matériau de la pièce impactée. Elle est exprimée sous la forme :

$$S_Y = (\sigma_o + \beta E_{pl} \varepsilon_{eff}^{pl}) \left[ 1 + (\dot{\varepsilon}/C)^{1/p} \right] \quad (3.1)$$

où

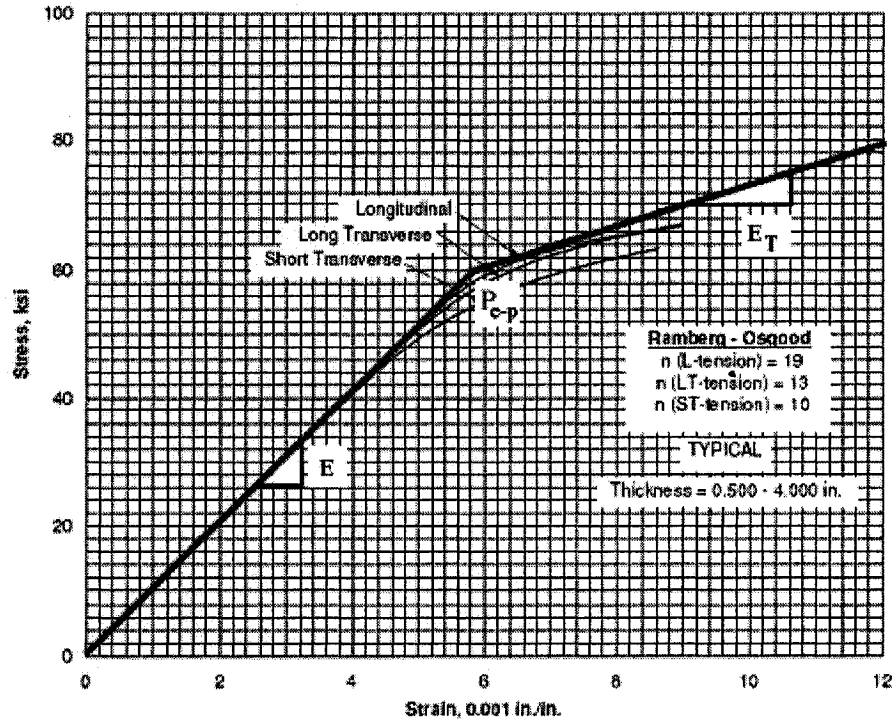
$$E_{pl} = (E_T E) / (E - E_T)$$

Les différents paramètres de l'équation 3.1 sont :  $\sigma_o$  = limite d'écoulement initiale,  $\beta$  = paramètre d'écrouissage,  $E_{pl}$  = module d'écrouissage plastique,  $E$  = module de Young;  $E_T$  = module tangent ;  $\varepsilon_{eff}^{pl}$  = déformation plastique efficace,  $\dot{\varepsilon}$  = taux de déformation,  $C$  = constante du matériau,  $p$  = constante du matériau. Pour l'alliage Al7050-T7451, les

valeurs des constantes de l'équation 3.1 sont :  $C = 6500 \text{ s}^{-1}$  et  $p = 4$  (Bodner et Symonds, 1962).

La valeur du paramètre  $\beta$  détermine le mode d'écrouissage. Une valeur  $\beta = 1,0$  correspond à un écrouissage isotrope alors qu'une valeur  $\beta = 0$  conduit à un écrouissage cinématique; une valeur  $\beta = 0,5$  représente une combinaison des deux types d'écrouissage.

Pour étudier l'influence de la loi de Cowper-Symonds et du paramètre  $\beta$  sur le champ de contraintes résiduelles, il faut d'abord approximer la courbe de contrainte-déformation réelle de l'alliage Al7050-T7451 à l'aide d'une loi bilinéaire. Comme point de départ, la loi de comportement bilinéaire présentée à la figure 3.3 a été choisie pour modéliser la courbe de contrainte-déformation réelle du matériau. Les paramètres sont :  $E = 71,0 \text{ GPa}$ ,  $P_{e-p}$  = contrainte au point de transition élastique-plastique =  $414,0 \text{ MPa}$  ( $60 \text{ ksi}$ ),  $E_T = 21,0 \text{ GPa}$ . La valeur du  $P_{e-p}$  est utilisée dans la loi de Cowper-Symonds en posant que  $\sigma_o = P_{e-p}$ . Ces valeurs ont été choisies afin de modéliser le plus fidèlement possible la courbe contrainte-déformation réelle du matériau. Pour ce faire, la valeur de la contrainte au point de transition élastique-plastique est légèrement inférieure à la valeur de la limite d'écoulement du matériau qui est de  $441,3 \text{ MPa}$  ( $64 \text{ ksi}$ ). L'influence de la valeur du point de transition élastique-plastique et du module tangent sur la distribution des contraintes résiduelles calculées est étudiée dans cette section.

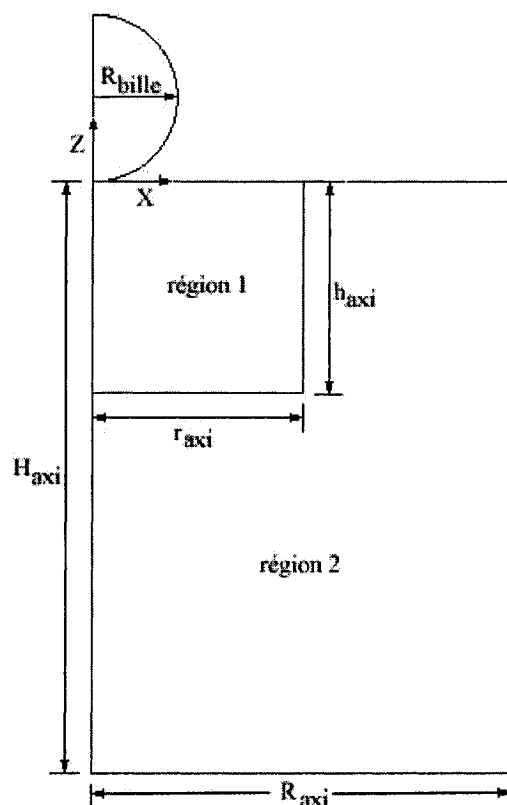


**Figure 3.3 – Modélisation de la courbe de contrainte-déformation de l’alliage d’aluminium Al7050-T7451 à l’aide d’un loi bilinéaire, selon la direction longitudinale;  $E = 71,0$  GPa;  $P_{e-p} = 414,0$  MPa et  $E_T = 21,0$  GPa**

#### (a) Géométrie du modèle

La géométrie du modèle axisymétrique est illustrée à la figure 3.4, où l’axe  $z$  est l’axe de révolution. La bille est une sphère de rayon  $R_{bille} = 0,256$  mm. La pièce impactée est un bloc circulaire de rayon  $R_{axi} = 5 R_{bille}$  et d’une hauteur  $H_{axi} = 7 R_{bille}$ . Les dimensions de la région 1 directement sous le point d’impact sont  $r_{axi} = h_{axi} = 2,5 R_{bille}$ . Les dimensions du bloc et de la région 1 ont été choisies arbitrairement, tout en étant d’un ordre de grandeur comparable à celles présentées à la section 1.6.1. Ces dimensions seront modifiées au besoin. Afin d’empêcher les déplacements rigides, la surface inférieure du bloc est encastree, bloquant ainsi tous les degrés de liberté. Bien que l’encastrement à la base restreigne les déplacements radiaux et circonférentiels à cet endroit, il ne devrait pas

influencer la valeur des contraintes résiduelles qui se développent seulement dans une mince couche, sous le point d'impact de la bille.



**Figure 3.4 – Géométrie du modèle axisymétrique**

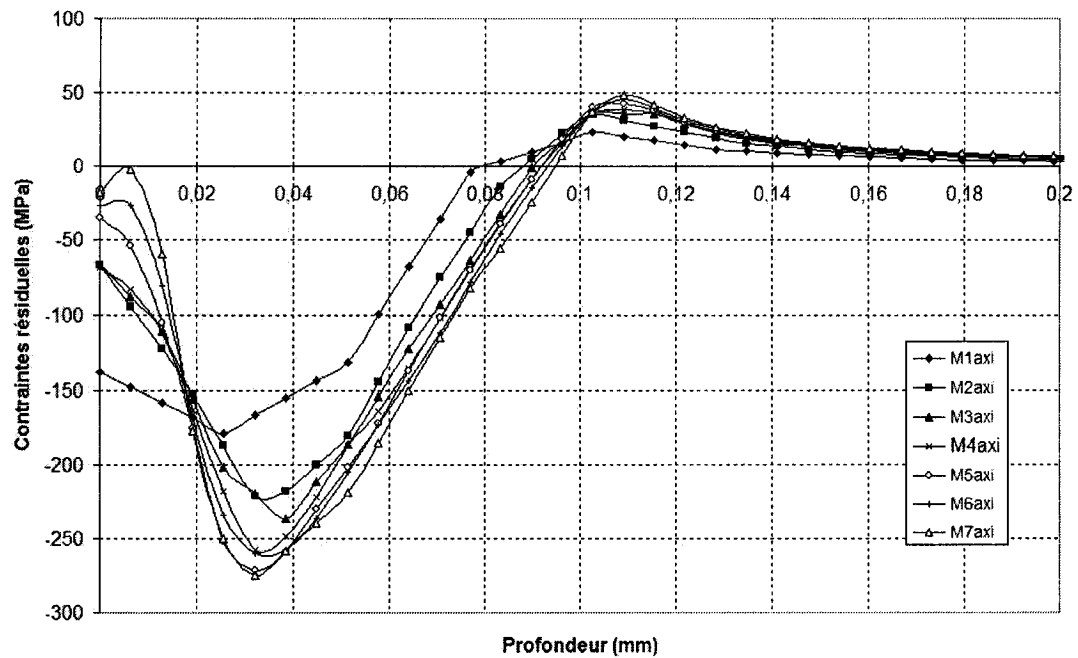
#### **(b) Étude de convergence associée au maillage**

La région 1 et la bille ont été maillées avec des éléments carrés (plan  $x$ - $z$ ) à quatre nœuds, de type PLANE162 axisymétriques. Pour maximiser la compatibilité lors du contact, les éléments de la bille et ceux de la région 1 sont de mêmes dimensions. Ces éléments doivent être assez petits puisque les contraintes résiduelles se développent dans la région 1. La région 2 est également maillée avec des éléments axisymétriques de type PLANE162. Comme cette région sert seulement de support à la région 1, la taille des éléments y est plus grande afin de réduire le temps de calcul.

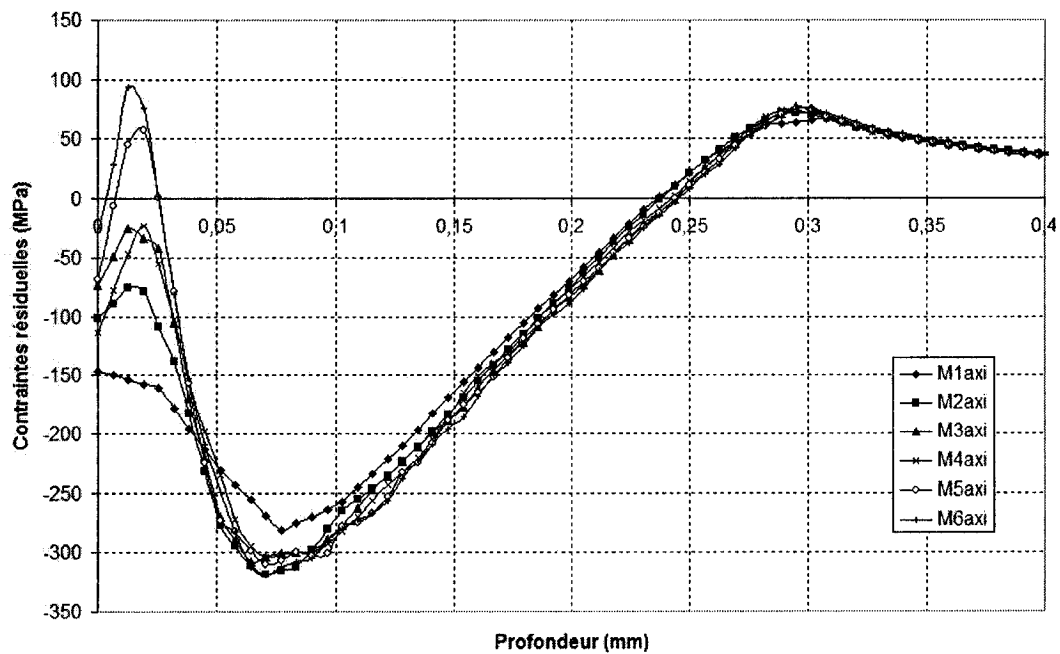
Une étude de convergence a d'abord été réalisée pour déterminer la taille adéquate des éléments. La loi de Cowper-Symonds complètement isotrope ( $\beta=1,0$ ) et l'approximation bilinéaire illustrée à la figure 3.3 ont été choisies comme point de départ. Cette étude a été réalisée en utilisant les deux vitesses extrêmes de grenailage (12,7 m/s et 63,5 m/s), dans le but de s'assurer que la taille des éléments choisie est valable pour les cinq vitesses de bille considérées (tableau 3.3). Sept maillages ont été étudiés (M1 à M7). Pour chacun des maillages, la taille des éléments investiguée est présentée au tableau 3.4, où elle est exprimée en fonction de  $R_{bille}$ . Ces dimensions ont été choisies arbitrairement, tout en étant d'un ordre de grandeur comparable aux dimensions citées dans la littérature. L'influence de la taille des éléments sur la contrainte résiduelle (direction  $x$ ) calculée sous le point d'impact est illustrée à la figure 3.5, qui montre la variation de la contrainte en fonction de la profondeur  $z$ , pour les différents maillages considérés et pour les deux vitesses de projection de la bille considérées, soient 12,7 m/s (2A) et 63,5 m/s (10A).

**Tableau 3.4 – Taille des éléments utilisée pour l'étude de convergence du modèle axisymétrique**

Maillage	M1 <sub>axi</sub>	M2 <sub>axi</sub>	M3 <sub>axi</sub>	M4 <sub>axi</sub>	M5 <sub>axi</sub>	M6 <sub>axi</sub>	M7 <sub>axi</sub>
<b>Bille et région 1</b>	$R_{bille} / 10$	$R_{bille} / 15$	$R_{bille} / 20$	$R_{bille} / 25$	$R_{bille} / 30$	$R_{bille} / 35$	$R_{bille} / 40$
<b>Région 2</b>	$R_{bille} / 2,0$	$R_{bille} / 2,5$	$R_{bille} / 2,5$	$R_{bille} / 3,0$	$R_{bille} / 3,0$	$R_{bille} / 3,5$	$R_{bille} / 3,5$



(a)  $V_{\text{bille}} = 12,7 \text{ m/s}$  (2A)



(b)  $V_{\text{bille}} = 63,5 \text{ m/s}$  (10A)

**Figure 3.5 – Influence de la taille des éléments du modèle axisymétrique sur la distribution des contraintes résiduelles (direction  $x$ ), en fonction de la profondeur (direction  $z$ ) : a)  $V_{\text{bille}} = 12,7 \text{ m/s}$ ; b)  $V_{\text{bille}} = 63,5 \text{ m/s}$**

La figure 3.5 (a) montre qu'à une vitesse de bille égale à 12,7 m/s (équivalent à 2A), les contraintes obtenues à partir des maillages  $M1_{axi}$ ,  $M2_{axi}$  et  $M3_{axi}$  diffèrent, principalement dans la région située entre la surface et l'endroit où la contrainte est maximale en compression. La solution commence à converger avec le maillage  $M4_{axi}$ . En effet, mis à part les contraintes près de la surface qui évoluent continuellement avec la taille des éléments, on observe que les solutions obtenues avec les maillages  $M4_{axi}$ ,  $M5_{axi}$ ,  $M6_{axi}$  et  $M7_{axi}$  sont similaires. On remarque cependant que dans la région où les contraintes sont maximales, les résultats des maillages  $M5_{axi}$  et  $M7_{axi}$  se superposent. La solution du maillage  $M5_{axi}$  a été jugée suffisamment stable pour une vitesse de 12,7 m/s puisqu'elle est très semblable à la solution du maillage  $M7_{axi}$ , tout en exigeant un temps de calcul moins long. Pour une vitesse de 63,5 m/s, la figure 3.5 (b) montre que la solution converge à partir du maillage  $M2_{axi}$ , sauf en surface où la contrainte est très sensible à la taille des éléments, comme il a été observé pour le cas précédent. La solution obtenue avec le maillage  $M5_{axi}$  a été jugée ici aussi satisfaisante. Toutes les solutions qui seront présentées subséquemment pour le modèle axisymétrique ont été obtenues en utilisant la taille des éléments de ce maillage.

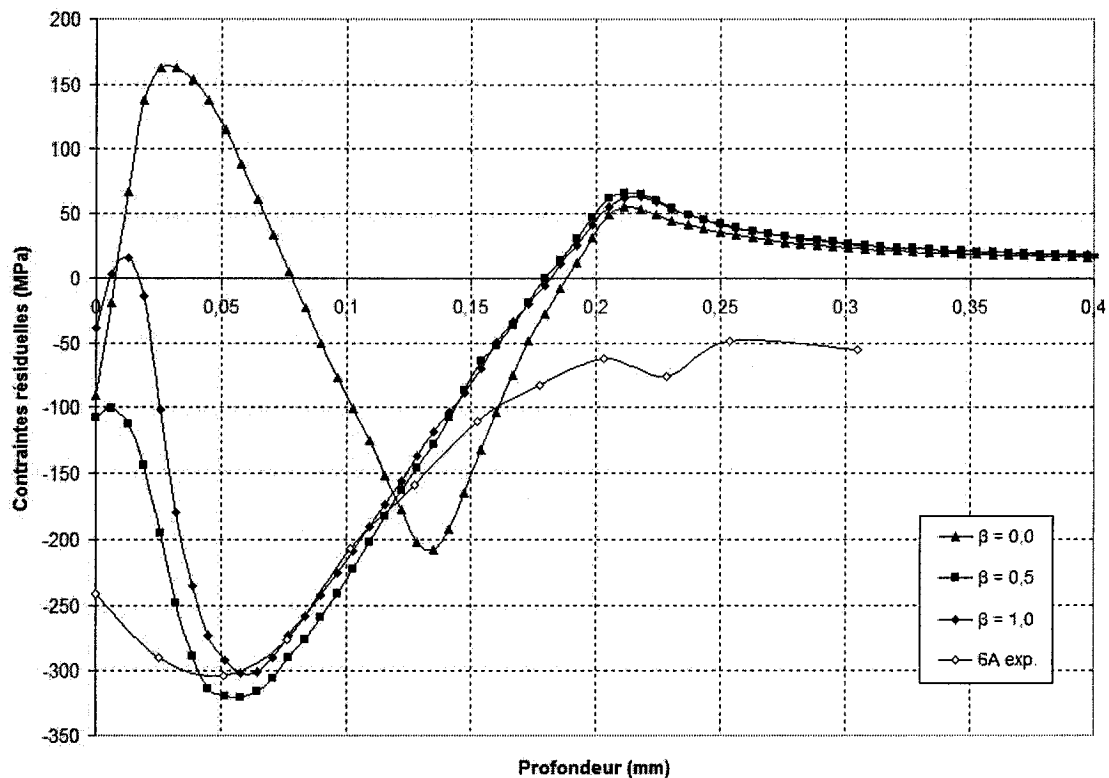
### (c) Loi de Cowper-Symonds

Dans cette section, l'influence des paramètres de la loi de Cowper-Symonds sur la distribution des contraintes résiduelles sera étudiée. Leurs valeurs seront choisies de manière à obtenir la meilleure correspondance entre les contraintes calculées et celles mesurées. La modélisation a été effectuée pour une vitesse intermédiaire des billes, soit 38,1 m/s (6A). Sauf avis contraire, les modélisations qui suivent ont été réalisées en utilisant la loi de comportement bilinéaire présentée à la figure 3.3.

Dans un premier temps, la loi de comportement de Cowper-Symonds est étudiée pour un mode d'écrasement soit isotrope ( $\beta = 1,0$ ), soit cinématique ( $\beta = 0$ ), soit pour une combinaison des deux modes ( $\beta = 0,5$ ). La figure 3.6 présente la variation des contraintes résiduelles calculées sous le point d'impact en fonction de la profondeur, pour chacun des



modes d'érouissage. La courbe des contraintes résiduelles mesurées pour une intensité de 6A a aussi été incluse à la figure 3.6, à titre indicatif.



**Figure 3.6 – Influence du mode d'érouissage de la loi de comportement de Cowper-Symonds sur la distribution des contraintes résiduelles (direction  $x$ ) en fonction de la profondeur (direction  $z$ ), pour une vitesse de 38,1 m/s (6A)**

De manière générale, on observe que les valeurs des contraintes résiduelles correspondant aux modes isotrope ( $\beta = 1,0$ ) et combiné ( $\beta = 0,5$ ) sont assez similaires, sauf entre la surface et une profondeur de 0,03 mm. Par contre, les valeurs calculées pour le mode cinématique ( $\beta = 0$ ) s'éloignent sensiblement de celles des deux autres modes jusqu'à une profondeur de 0,17 mm où les contraintes passent en tension. Rouhaud *et al* (2005) et Drouin (2006) qui ont étudié le mode d'érouissage cinématique ( $\beta = 0$ ) sur la distribution des contraintes résiduelles ont rapporté des allures similaires.

Près de la surface, la valeur de la contrainte en compression diminue pour les trois modes d'écroutissage, mais à des degrés divers. Cet effet est à peine apparent pour le mode combiné, un peu plus marqué pour le mode isotrope et très prononcé pour l'écroutissage cinématique; dans ces deux derniers cas, la contrainte atteint une valeur positive, ce qui n'est pas en accord avec la tendance des valeurs expérimentales. En profondeur, la contrainte calculée passe par une valeur maximale en compression pour les trois modes. Cette contrainte est d'environ -300 MPa (vers une profondeur de 0,06mm) pour les modes isotrope et combiné alors qu'elle n'atteint qu'environ -200 MPa (vers une profondeur de 0,14 mm) pour le mode cinématique.

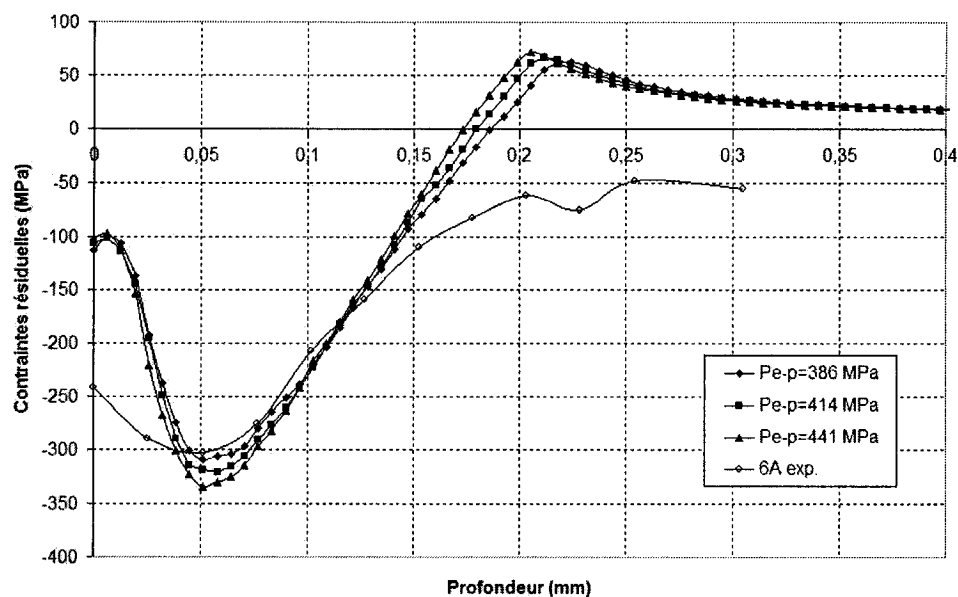
On observe que la courbe correspondant au mode combiné ( $\beta = 0,5$ ) ne se situe pas entre les courbes des modes cinématique ( $\beta = 0$ ) et isotrope ( $\beta = 1,0$ ). Une étude a alors été menée pour vérifier le comportement des contraintes résiduelles en fonction du paramètre  $\beta$  de l'équation 3.1 pour d'autres valeurs de  $\beta$  comprises entre 0,0 et 1,0. Ces résultats (non présentés ici) ont montré que, les courbes évoluent avec la même tendance pour des valeurs de  $\beta$  situées entre 0,4 et 1,0. Pour des valeurs de  $\beta$  inférieures à 0,4, la tendance change et les courbes se rapprochent de façon continue vers la courbe calculée pour  $\beta = 0$ .

Le mode d'écroutissage cinématique ( $\beta = 0$ ) ne permet pas de représenter les valeurs mesurées du champ de contraintes résiduelles en compression, que ce soit en surface ou en profondeur. Les courbes pour  $\beta = 1,0$  et  $\beta = 0,5$  s'approchent davantage des valeurs mesurées; cependant, entre la surface et une profondeur de 0,02 mm, les contraintes calculées à l'aide du mode d'écroutissage combiné ( $\beta = 0,5$ ) présentent une meilleure correspondance avec les contraintes mesurées, pour la vitesse de bille étudiée. Des calculs effectués pour des vitesses de billes de 12,7 et 63,5 m/s ont confirmé que le mode d'écroutissage combiné ( $\beta = 0,5$ ) permettait d'obtenir le meilleur rapprochement entre les contraintes calculées et mesurées. Les résultats des calculs qui suivent ont été obtenus en utilisant le mode d'écroutissage combiné ( $\beta = 0,5$ ) de la loi de Cowper-Symonds.

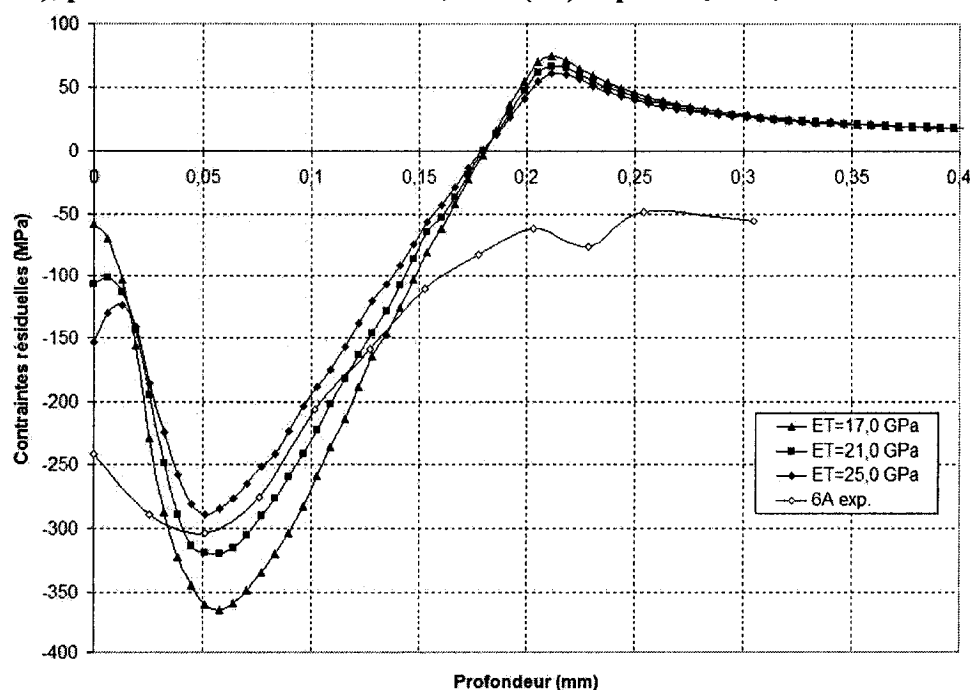
Dans un deuxième temps, l'influence des valeurs du point de transition élastique-plastique  $P_{e-p}$ , et du module tangent  $E_T$  (voir figure 3.3) sur la distribution des contraintes résiduelles calculées a été étudiée. Les figures 3.7 et 3.8 illustrent respectivement les contraintes résiduelles calculées sous le point d'impact en fonction de la profondeur, pour trois valeurs de  $P_{e-p}$  (386, 414 et 441 MPa) pour  $E_T = 21,0$  GPa et trois valeurs de  $E_T$  (17, 21 et 25 MPa) pour  $P_{e-p} = 414$  MPa. La courbe des contraintes résiduelles mesurée pour une intensité de 6A a aussi été tracée sur ces deux figures à titre indicatif.

La figure 3.7 illustre que pour les trois valeurs de  $P_{e-p}$ , la seule différence notable sur les contraintes résiduelles se situe au niveau des valeurs des contraintes maximales en compression et en tension qui augmentent avec l'augmentation de la valeur de  $P_{e-p}$ . La contrainte maximale en compression passe de -309 à -334 MPa lorsque  $P_{e-p}$  varie de 386 à égale à 441 MPa, alors que la contrainte en surface demeure pratiquement inchangée.

La figure 3.8 illustre que le module tangent  $E_T$  influence principalement la valeur de la contrainte en surface et celle de la contrainte maximale en compression alors que la distribution des contraintes en tension n'est pas affectée. Plus la valeur du module tangent est élevée, plus la contrainte de compression en surface est importante et plus la contrainte maximale en compression est faible (moins compressive). Pour une valeur de  $E_T$  variant entre 17 GPa à 25 GPa, la contrainte de compression en surface passe -58 à -154 MPa alors que la contrainte de compression maximale diminue, de -364 à -289 MPa. On remarque aussi que le module tangent influence passablement l'allure des courbes entre la surface et une profondeur de 0,02 mm.



**Figure 3.7 – Influence de la valeur de la contrainte au point de transition élastique-plastique  $P_{e-p}$  sur la distribution des contraintes résiduelles (direction  $x$ ) en fonction de la profondeur (direction  $z$ ), pour une vitesse de bille de 38,1 m/s (6A) et pour  $E_T = 21,0$  GPa**



**Figure 3.8 – Influence de la valeur du module tangent sur la distribution des contraintes résiduelles (direction  $x$ ) en fonction de la profondeur (direction  $z$ ), pour une vitesse de bille de 38,1 m/s (6A) pour  $P_{e-p} = 414$  MPa**

Les résultats présentés aux figures 3.7 et 3.8 démontrent que la valeur des paramètres  $P_{e-p}$  et  $E_T$  de la loi de comportement bilinéaire influence considérablement la distribution des contraintes résiduelles.

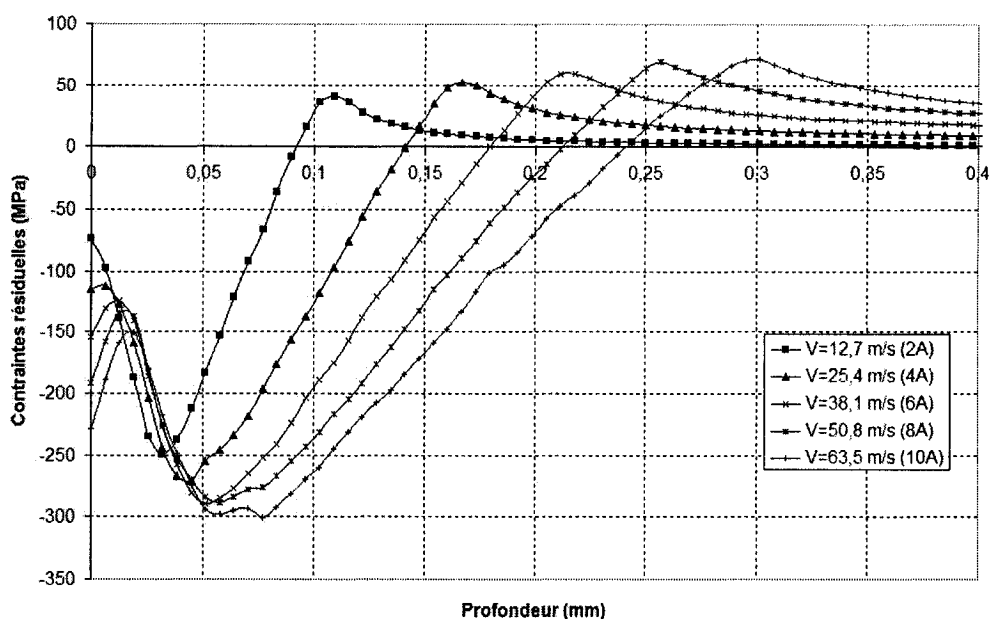
Pour la vitesse de bille considérée, soit 38,1 m/s la combinaison des valeurs des paramètres qui permet d'obtenir le meilleur rapprochement entre les contraintes calculées et celles mesurées, tout en approximant la courbe de contrainte-déformation réelle du matériau avec une loi bilinéaire, est :  $E = 71,0$  GPa,  $P_{e-p} = 414,0$  MPa et  $E_T = 25,0$  GPa. Les contraintes résiduelles calculées en choisissant cette combinaison de paramètres sont illustrées par la courbe  $E_T = 25,0$  GPa de la figure 3.8. Ce choix permet de minimiser l'écart entre les résultats numériques et les valeurs expérimentales, en ce qui a trait à la contrainte de compression en surface et la contrainte en compression maximale. Toutes les solutions qui seront présentées subséquemment dans ce chapitre ont été obtenues en utilisant cette combinaison de paramètres.

Il est à noter que pour les états de contraintes résiduelles calculés précédemment, la déformation totale suivant la direction  $x$  peut atteindre 3%. Compte tenu de ce niveau de déformation élevé on observe, en se rapportant à la figure 3.3, qu'il serait souhaitable d'utiliser la courbe de contrainte-déformation réelle du matériau impacté, plutôt qu'une loi bilinéaire qui présente une valeur constante du module tangent  $E_T$ .

#### **(d) Comparaison entre les valeurs des contraintes résiduelles calculées à l'aide du modèle axisymétrique et celles mesurées par diffraction aux rayons X**

La figure 3.9 illustre la variation des contraintes résiduelles calculées sous le point d'impact en fonction de la profondeur, pour les cinq vitesses de projection de bille considérées. Pour chacune de ces vitesses, le tableau 3.5 présente la valeur de la contrainte résiduelle de compression en surface,  $\sigma_{r.c.surf.}$ , la valeur de la contrainte de compression maximale,  $\sigma_{r.c.max.}$ , et la profondeur à laquelle cette contrainte est induite. Comme le montrent la figure 3.9 et le tableau 3.5, la valeur de ces trois paramètres

augmente avec la vitesse des billes, quoique la valeur de la contrainte de compression maximale ne varie pas de façon importante pour des vitesses situées entre 38,1 et 63,5 m/s. Cependant, comme dans le cas des contraintes résiduelles mesurées, plus la vitesse est élevée, plus le champ des contraintes résiduelles de compression calculées s'étend en profondeur.



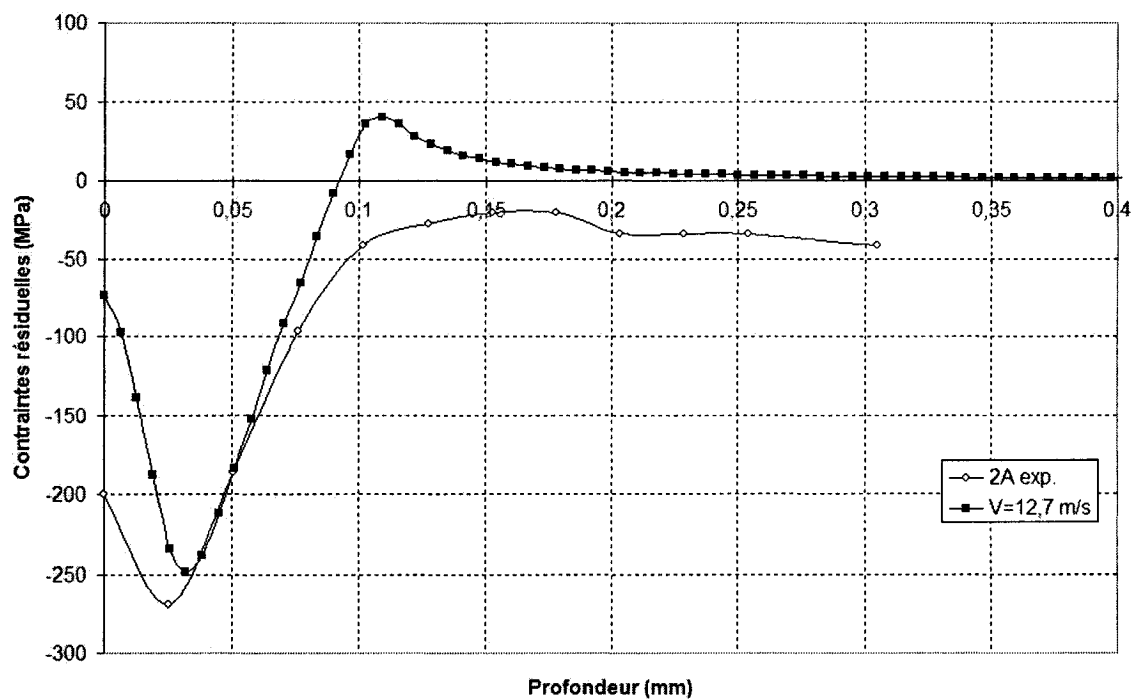
**Figure 3.9 – Influence de la vitesse de projection des billes sur la distribution des contraintes résiduelles (direction  $x$ ) en fonction de la profondeur (direction  $z$ ) pour le modèle d'éléments finis axisymétrique**

**Tableau 3.5 – Influence de la vitesse de projection sur les valeurs des contraintes  $\sigma_{r.c.surf.}$  et  $\sigma_{r.c.max.}$  (direction  $x$ ) et sur la profondeur à laquelle  $\sigma_{r.c.max.}$  est induite, selon le modèle d'éléments finis axisymétrique**

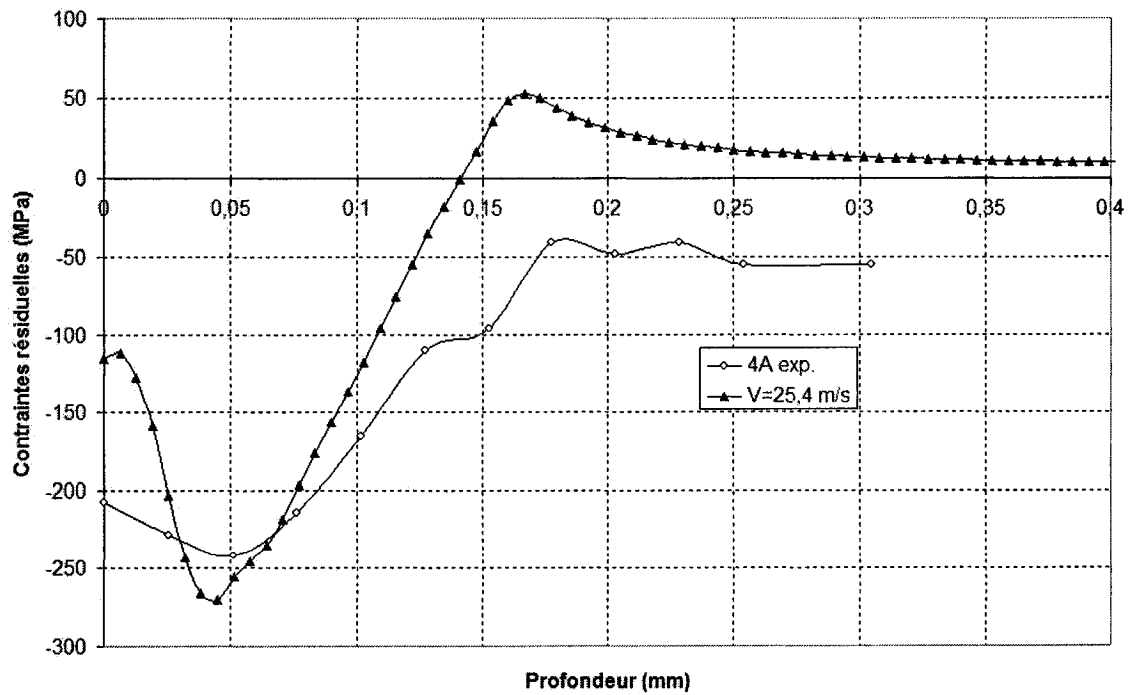
Vitesse (m/s)	12,7 (2A)	25,4 (4A)	38,1 (6A)	50,8 (8A)	63,5 (10A)
$\sigma_{r.c.surf.}$ (MPa)	-74	-115	-154	-191	-228
$\sigma_{r.c.max.}$ (MPa)	-249	-270	-289	-289	-301
Profondeur de $\sigma_{r.c.max.}$ (mm)	0,032	0,045	0,051	0,058	0,077

La figure 3.10 illustre les contraintes résiduelles calculées et mesurées, en fonction de la profondeur, pour chacune des vitesses de bille (ou intensités Almen) considérées. Pour toutes les vitesses, le profil des contraintes calculées et celui des contraintes mesurées montre des tendances similaires, principalement à partir d'une profondeur d'environ 0,03 mm. Entre la surface et une profondeur de 0,03 mm, les valeurs calculées et les valeurs expérimentales ne montrent pas les mêmes tendances. Bien que les valeurs calculées et celles mesurées à la surface se rapprochent lorsque la vitesse des billes augmente, on observe que sous la surface, les deux courbes ont des tendances inverses, sauf pour une vitesse de 12,7 m/s. En effet, pour des vitesses supérieures à 12,7 m/s, les contraintes calculées passent par une valeur minimale en compression (contrainte moins compressive), contrairement aux valeurs expérimentales, qui deviennent de plus en plus compressives, entre la surface et une profondeur de 0,03 mm. Pour ce qui est des contraintes résiduelles maximales en compression, l'écart entre les valeurs mesurées et calculées est toujours inférieur à 11%. Cet écart a été minimisé par le choix des valeurs de la contrainte au point de transition élastique-plastique  $P_{e-p}$ , et du module tangent  $E_T$ , en se basant sur la condition de grenaillage 6A correspondant à une vitesse de 38,1 m/s.

Tous les résultats obtenus par éléments finis montrent l'existence d'un champ de contraintes en tension, qui débute à une profondeur variant entre 0,09 mm (pour  $V_{bille} = 12,7$  m/s) et 0,24 mm (pour  $V_{bille} = 63,5$  m/s), alors qu'à ces profondeurs, les valeurs expérimentales des contraintes demeurent en compression et sont de l'ordre de 50 MPa. Les valeurs expérimentales, mesurées jusqu'à 0,305 mm, n'ont pas permis de mettre en évidence un champ de contraintes en tension. Il est à noter que dans le bloc du matériau modélisé, aucune contrainte résiduelle n'est présente avant l'impact de la bille ; ceci n'est pas le cas pour les résultats expérimentaux, comme il a été mentionné précédemment.

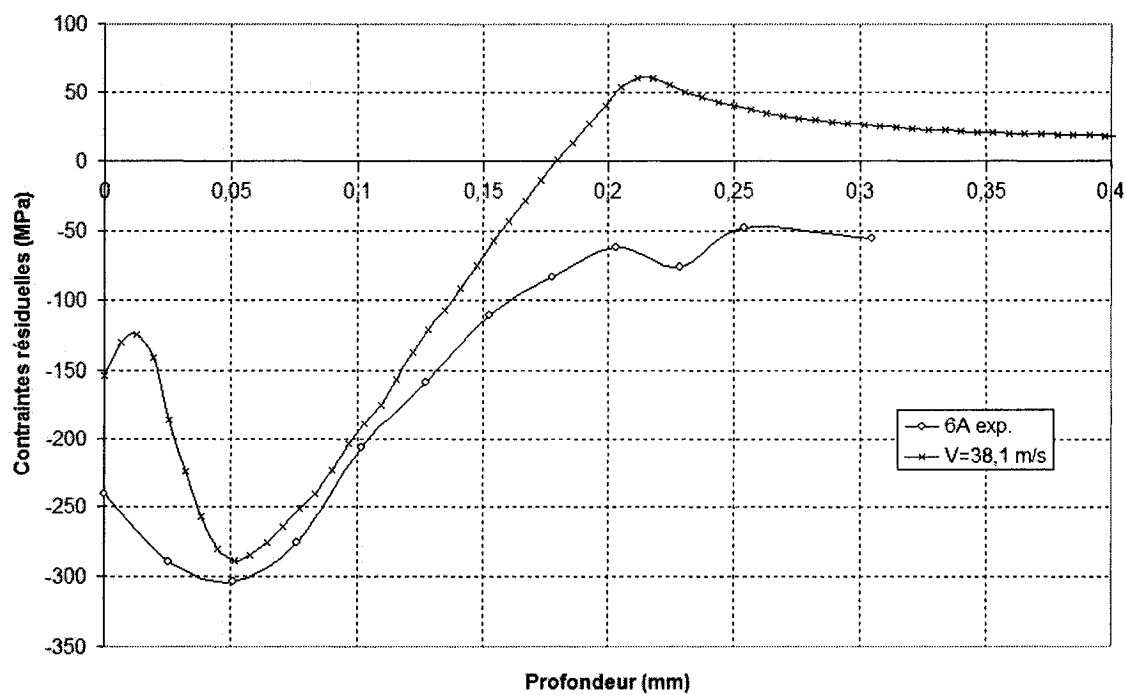


(a)  $V_{bille} = 12,7$  m/s, résultats expérimentaux : 2A

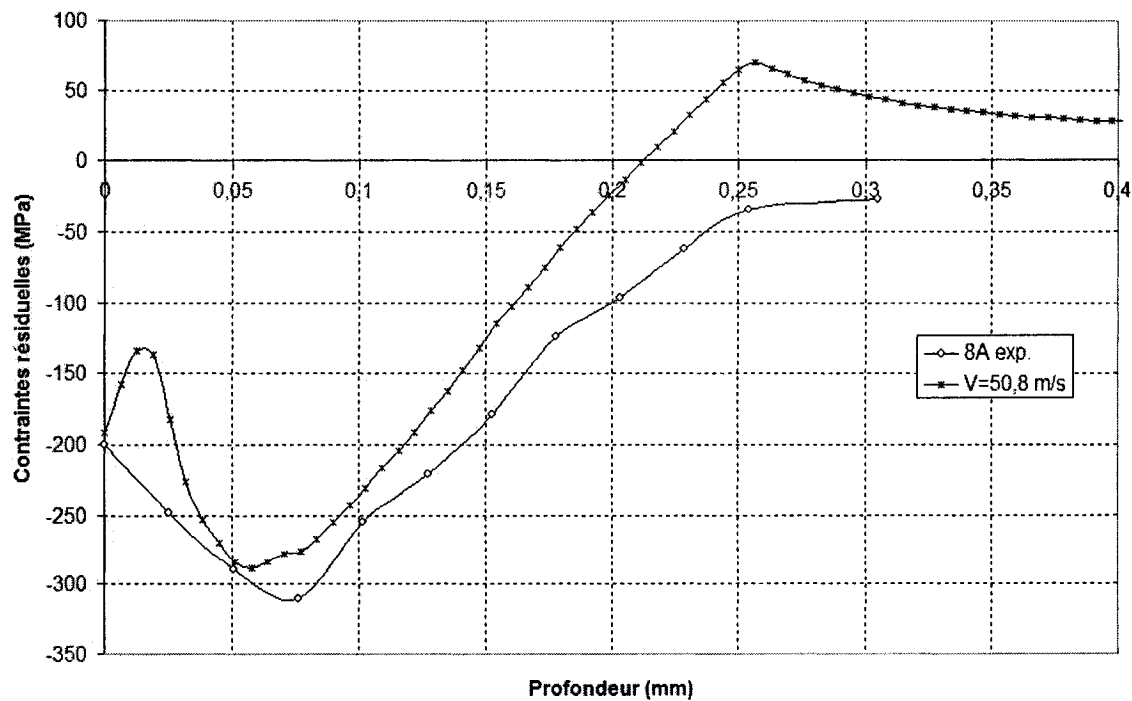


(b)  $V_{bille} = 25,4$  m/s, résultats expérimentaux : 4A

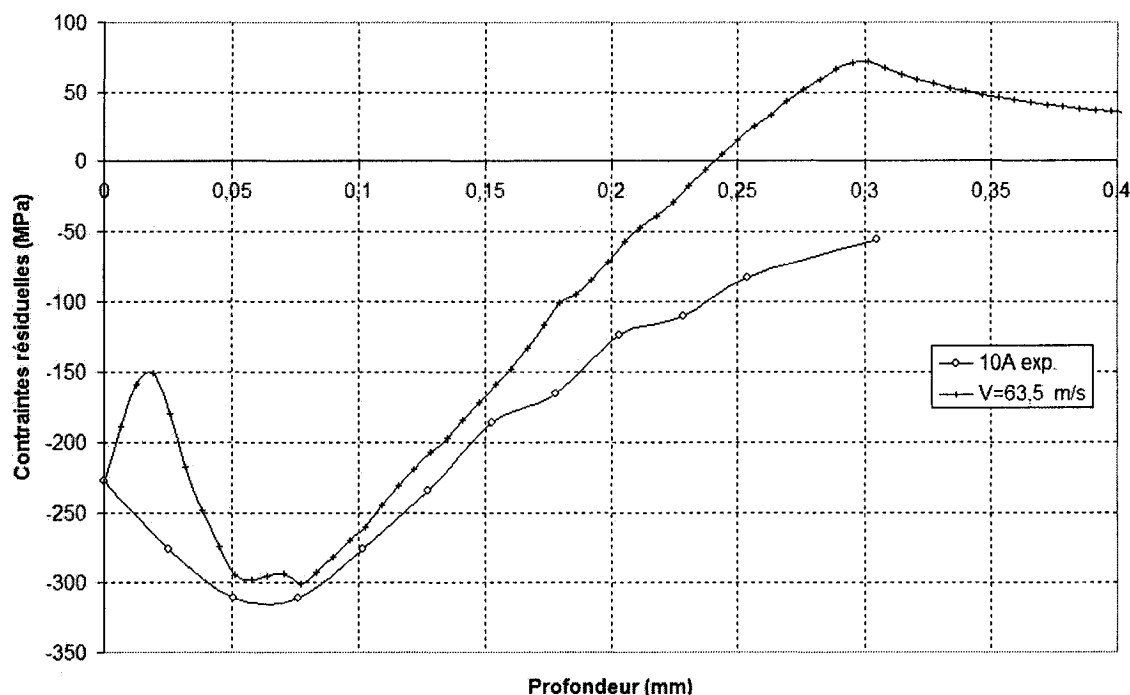




(c)  $V_{bille} = 38,1$  m/s, résultats expérimentaux : 6A



(d)  $V_{bille} = 50,8$  m/s, résultats expérimentaux : 8A



(e)  $V_{bille} = 63,5$  m/s, résultats expérimentaux : 10A

**Figure 3.10 – Distributions des contraintes résiduelles calculées et mesurées, en fonction de la profondeur (direction  $z$ ), pour cinq vitesses de bille (modèle axisymétrique) et pour cinq intensités Almen**

L'ensemble de ces résultats permet de conclure que le modèle axisymétrique, qui est un modèle simple à réaliser, fournit des distributions de contraintes assez proches de celles obtenues expérimentalement pour chacune des vitesses étudiées, et ce, avec un faible temps de calcul d'environ 5 minutes.

Pour tenter de réduire l'écart qui existe entre les contraintes calculées et celles mesurées, dans la région comprise entre la surface et une profondeur de 0,03 mm, différentes approches peuvent être envisagées. D'une part, il a été observé (voir figure 3.6) que la valeur du module tangent  $E_T$  de la loi de comportement bilinéaire influence fortement l'allure des contraintes résiduelles dans la région située près de la surface. La valeur choisie ( $E_T = 25,0$  GPa) n'a pas permis de représenter fidèlement le comportement

contrainte-déformation réel du matériau, pour toute la plage de déformations calculées. L'application d'un modèle qui utilise la courbe de contrainte-déformation réelle du matériau permettrait de calculer un champ de contraintes résiduelles qui soit plus représentatif des valeurs mesurées.

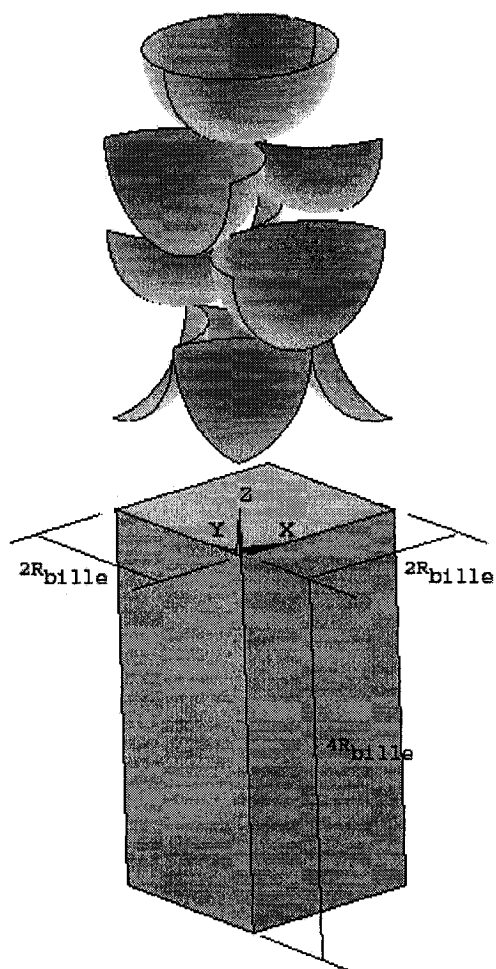
D'autre part, pour modéliser le procédé de grenaillage de façon plus réaliste, des impacts multiples devraient être simulés. Rouhaud *et al* (2005) et Drouin (2006) ont démontré que pour un modèle axisymétrique, l'ajout de billes au point d'impact n'influence pas de façon notable l'allure des courbes dans la région d'intérêt. Cependant, Meguid *et al* (2002), Majzoobi *et al* (2005) et Drouin (2006) ont illustré, à l'aide de modèles tridimensionnels, que l'ajout de bille autour du point d'impact pouvait considérablement modifier l'allure de la distribution des contraintes dans la région en surface. Puisque le modèle axisymétrique ne permet pas de modéliser des billes en périphérie du point d'impact, un modèle tridimensionnel a été développé. Ce modèle est présenté à la section suivante.

### 3.2.2 Modèle tridimensionnel à impacts multiples

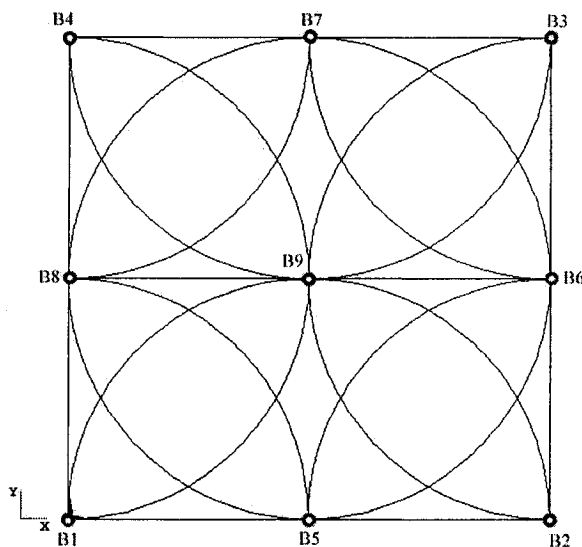
Un modèle tridimensionnel à impacts multiples a été développé en utilisant une géométrie semblable à celle utilisée par Majzoobi *et al* (2005), décrite à la section 1.6.1. Ce modèle présente l'avantage de simuler plusieurs impacts, tout en exigeant un temps de calcul raisonnable, soit inférieur à une heure. Le comportement du matériau a été modélisé à l'aide de la loi de Cowper-Symonds, avec un mode d'écrouissage combiné ( $\beta = 0,5$ ). Les valeurs des paramètres de la loi bilinéaire utilisés sont :  $E = 71,0$  GPa,  $P_{e-p} = 414,0$  MPa et  $E_T = 25,0$  GPa. Ces valeurs ont été choisies car elles ont permis d'obtenir le meilleur rapprochement entre les contraintes calculées et celles mesurées lors de l'étude de la loi de comportement du matériau impacté réalisée à l'aide du modèle axisymétrique.

### (b) Géométrie du modèle

La géométrie du modèle est illustrée à la figure 3.11, où neuf billes de rayon  $R_{bille}$  impactent un bloc du matériau de forme rectangulaire dont les dimensions sont  $2 R_{bille} \times 2 R_{bille} \times 4 R_{bille}$ . Le modèle est contraint par quatre plans de symétrie confondus avec chacune des faces du bloc (plan  $x,z$  et plan  $y,z$ ) en périphérie de la surface impactée (plan  $x,y$ ). La position du point d'impact des neuf billes sur la surface impactée (plan  $x,y$ ) est illustrée à la figure 3.12; ces points sont localisés sur chacun des coins (B1, B2, B3 et B4), au centre de chacun des côtés (B5, B6, B7 et B8) et en plein centre de la surface du bloc (B9). Ces neuf billes frappent la surface en quatre temps. La première vague d'impacts est causée par les billes B1, B2, B3 et B4 qui frappent la surface en même temps. Les deuxième et troisième vagues d'impacts sont causées respectivement par les billes B5, B7 et B6, B8. La quatrième vague d'impacts est causée par la bille B9. Pour diminuer le temps de calcul, seules les parties inférieures des billes sont modélisées (voir figure 3.11). De plus, dû aux quatre plans de symétrie, les billes qui impactent les coins du bloc sont modélisés par des huitièmes de sphère, celles au centre des côtés sont modélisée par des quarts de sphère alors que la bille en plein centre est modélisée par une demi-sphère. Afin d'empêcher les déplacements rigides, la surface sous le bloc est complètement encastrée, bloquant ainsi tous les degrés de liberté. Quoique ces conditions aux frontières induisent des restrictions sévères dans les directions  $x$  et  $y$  à la base du modèle, elles ne devraient pas influencer de manière importante les contraintes dans la région impactée car la distance entre ces deux régions est relativement grande par rapport au diamètre des billes.



**Figure 3.11 – Géométrie du modèle d'éléments finis tridimensionnel à neuf billes**



**Figure 3.12 - Position du centre des neuf billes sur la surface impactée, plan (x,y)**

### **(c) Étude de convergence associée au maillage**

Une étude de convergence a d'abord été menée pour déterminer la taille adéquate des éléments de la surface du bloc et de celle des billes. Comme dans le cas du modèle axisymétrique, cette étude a été réalisée en utilisant les deux vitesses de projection extrêmes (12,7 m/s et 63,5 m/s).

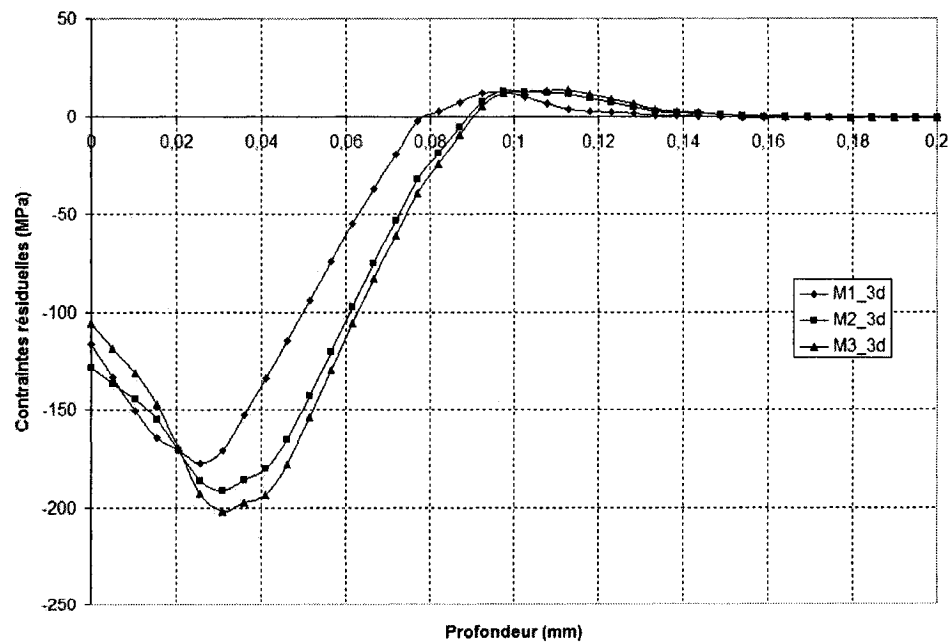
Le bloc et les billes sont maillés respectivement avec des éléments de type SOLID164 à huit nœuds et des éléments de type SHELL163 à quatre nœuds. Les éléments en surface du bloc (plan  $x, y$ ) et en surface de la bille sont de forme carrée et sont de mêmes dimensions pour maximiser la compatibilité lors du contact. Le maillage du bloc dans la direction  $z$  est divisé en trente éléments dont l'épaisseur est minimale à la surface impactée et augmente avec la profondeur sous la surface. Cette distribution permet de minimiser le temps de calcul tout en conservant des éléments de faible épaisseur près de la surface d'impact. Il n'est pas nécessaire de définir l'épaisseur des éléments de la bille (SHELL163), car ils sont de type surfacique. Cependant, l'utilisation de ces éléments exige de calculer la masse et l'inertie de chacune des billes. Ces calculs ont été effectués

en considérant les propriétés des billes présentées au tableau 3.2. Seulement trois maillages ont été étudiés, étant donné le temps relativement élevé pour effectuer les calculs à l'aide du modèle tridimensionnel. La taille des éléments des trois maillages est présentée au tableau 3.6 où elle est exprimée en fonction de  $R_{bille}$ .

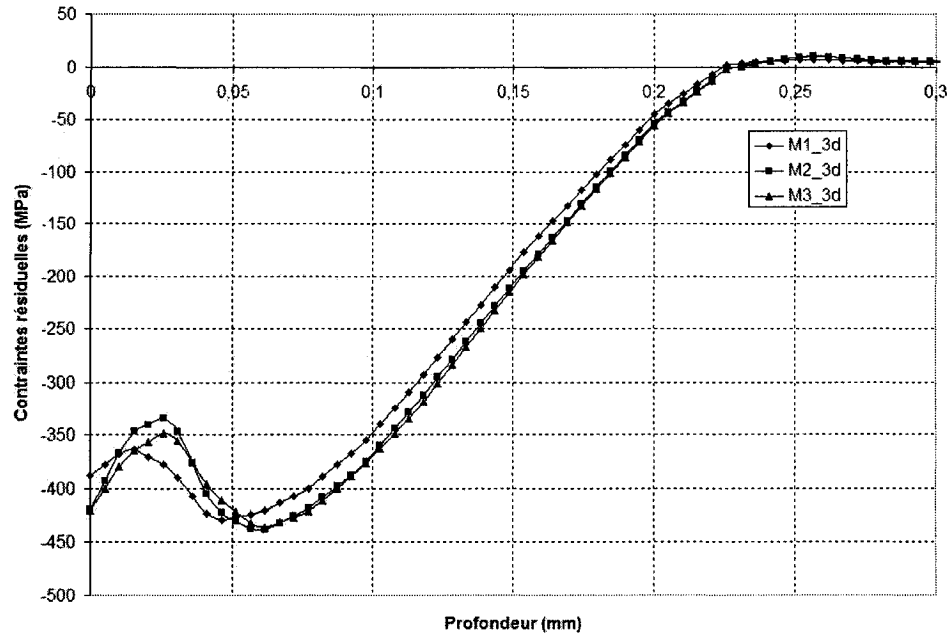
**Tableau 3.6 – Taille des éléments utilisés pour l'étude de convergence du modèle tridimensionnel**

Maillage	M1 <sub>3d</sub>	M2 <sub>3d</sub>	M3 <sub>3d</sub>
Taille des éléments en surface du bloc (plan $x, y$ ) et des éléments en surface des billes	$R_{bille} / 8,0$	$R_{bille} / 12,0$	$R_{bille} / 16,0$

Pour les deux vitesses et les trois maillages considérés, la figure 3.13 illustre les contraintes résiduelles obtenues sous le point d'impact de la bille B9 (en plein centre de la surface impactée) en fonction de la profondeur.



**(a)  $V_{bille} = 12,7$  m/s (2A)**



(b)  $V_{bille} = 63,5 \text{ m/s}$  (10A)

**Figure 3.13 – Influence du maillage du modèle tridimensionnel sur la distribution des contraintes résiduelles (direction  $x$ ) sous le point d'impact central (B9), en fonction de la profondeur (direction  $z$ ) : a)  $V_{bille} = 12,7 \text{ m/s}$ ; b)  $V_{bille} = 63,5 \text{ m/s}$**

Pour une vitesse de  $12,7 \text{ m/s}$  (figure 3.13a), les distributions obtenues pour les trois maillages ont la même allure. Cependant, la solution ne converge pas complètement puisque les distributions des contraintes sont légèrement différentes pour les maillages  $M2_{3d}$  et  $M3_{3d}$ . Pour une vitesse de  $63,5 \text{ m/s}$ , les résultats montrent (figure 3.13b) que la solution converge plus rapidement. En effet, mis à part une légère différence entre les distributions en surface, les valeurs des contraintes résiduelles obtenues pour les maillages  $M2_{3d}$  et  $M3_{3d}$  sont presque identiques. Afin d'économiser le temps de calcul, le maillage  $M2_{3d}$  a été jugé satisfaisant, même s'il ne mène pas une solution parfaitement convergée pour une vitesse de projection de  $12,7 \text{ m/s}$ . Toutes les solutions présentées subséquemment dans cette section ont été obtenues en utilisant le maillage  $M2_{3d}$ .



**(d) Comparaison entre les valeurs des contraintes résiduelles calculées à l'aide du modèle tridimensionnel et celles mesurées par diffraction aux rayons X**

La figure 3.14 illustre les distributions des contraintes résiduelles obtenues sous le point d'impact de la bille B9 (en plein centre de la surface impactée) en fonction de la profondeur, pour les cinq vitesses de billes étudiées. Pour ces vitesses, le tableau 3.7 présente la valeur de la contrainte résiduelle de compression en surface,  $\sigma_{r.c.surf.}$ , la valeur de la contrainte de compression maximale,  $\sigma_{r.c.max.}$ , et la profondeur à laquelle cette dernière contrainte est induite.

Selon la figure 3.14 et le tableau 3.7, la valeur de ces trois paramètres augmente avec la vitesse des billes, à l'exception des résultats obtenus pour une vitesse de projection de 63,5 m/s. En effet, les valeurs des contraintes de compression calculées à cette vitesse sont toutes plus faibles que celles obtenues pour une vitesse de 50,8 m/s, quoique relativement proches de celles-ci. Il est à noter que Majzoobi *et al* (2005) qui ont étudié la distribution des contraintes résiduelles avec un modèle tridimensionnel similaire à celui présenté ici pour le comportement d'un acier AISI 4340, ont obtenu des résultats similaires. Entre autres, ces auteurs ont démontré qu'au-delà d'une vitesse de 90 m/s, la valeur de la contrainte résiduelle de compression maximale diminuait avec une augmentation de la vitesse des billes. Les auteurs n'ont cependant pas fourni d'explications concernant ce phénomène ; une étude plus approfondie serait nécessaire pour éclaircir ce point. Cette tendance n'avait pas été observée avec le modèle axisymétrique.

L'allure des courbes pour les vitesses élevées (50,8 et 63,5 m/s) diffère de celle des autres courbes, pour des profondeurs entre 0 mm et 0,03 mm. Cette observation sera discutée plus en détails dans les paragraphes à venir. Cette tendance des résultats avait également été observée avec le modèle axisymétrique, pour les vitesses plus élevées que 24,5 m/s.

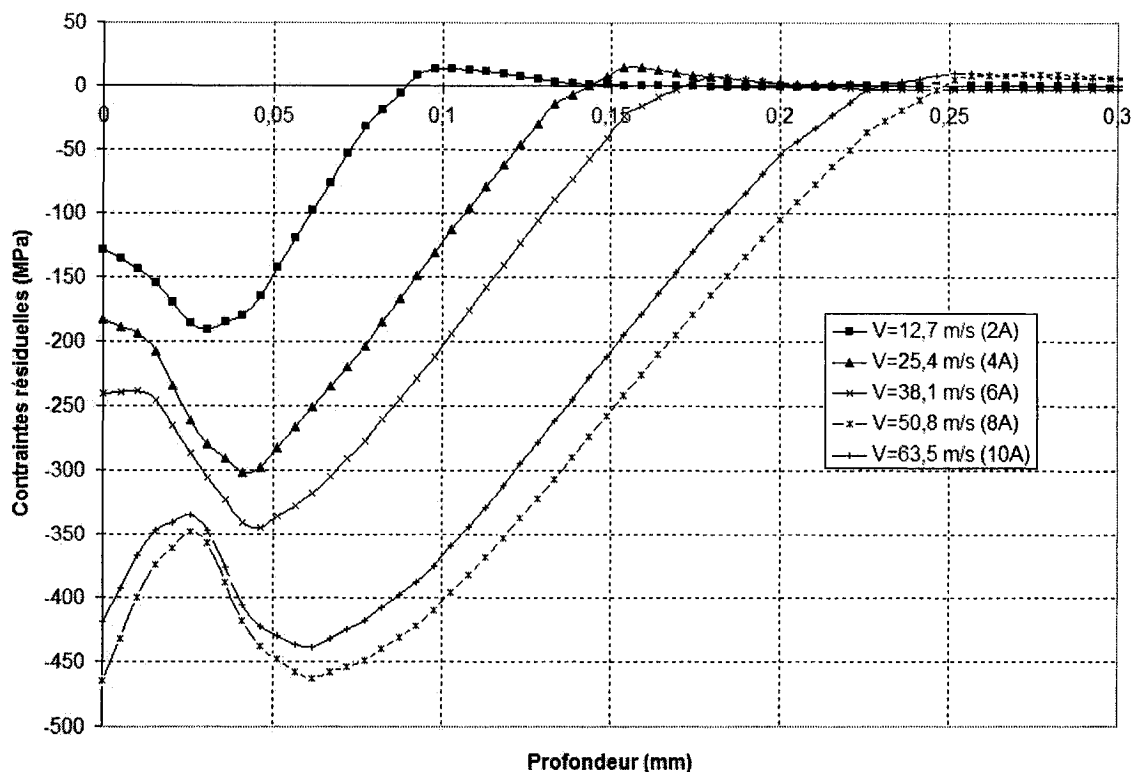


Figure 3.14 - Influence de la vitesse de projection des billes sur la distribution des contraintes résiduelles (direction  $x$ ) en fonction de la profondeur (direction  $z$ ), sous le point d'impact central (B9) pour un modèle tridimensionnel

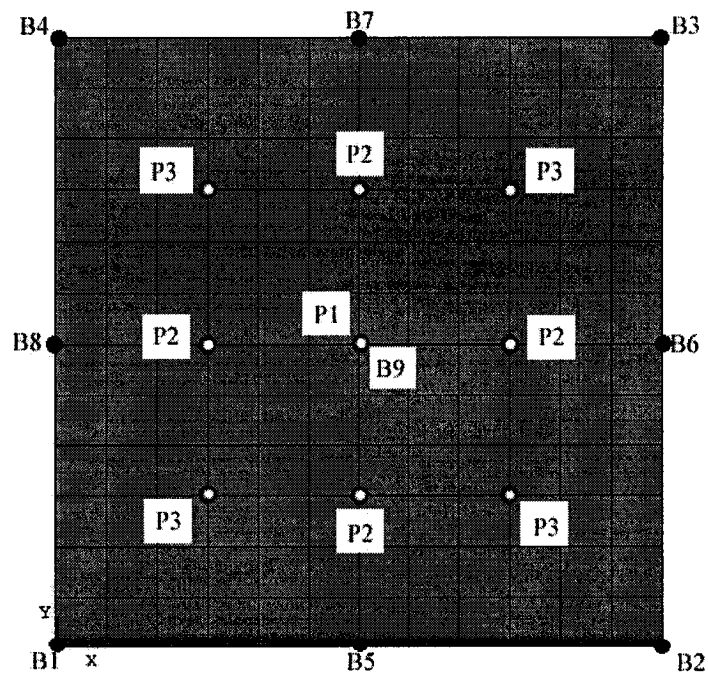
Tableau 3.7 – Influence de la vitesse de projection des billes sur les valeurs des contraintes  $\sigma_{r.c.surf.}$  et  $\sigma_{r.c.max.}$  (direction  $x$ ) et de la profondeur à laquelle  $\sigma_{r.c.max.}$  est induite, sous le point d'impact central (B9) pour un modèle tridimensionnel

Vitesse (m/s)	12,7 (2A)	25,4 (4A)	38,1 (6A)	50,8 (8A)	63,5 (10A)
$\sigma_{r.c.surf. B9}$ (MPa)	-129	-183	-241	-465	-419
$\sigma_{r.c.max. B9}$ (MPa)	-190	-302	-345	-463	-439
Profondeur $\sigma_{r.c.max. B9}$ (mm)	0,031	0,041	0,046	0,062	0,062

Il est à noter que le modèle d'éléments finis permet de déterminer la distribution des contraintes résiduelles à chacun des nœuds des éléments de chacune des surfaces

(plan  $x, y$ ) suivant la profondeur  $z$ . Ainsi, contrairement aux contraintes résiduelles mesurées qui correspondent aux contraintes moyennes calculées sous la surface du faisceau de rayons X pour chacune des profondeurs investiguées, le modèle d'élément finis ne permet pas de calculer la valeur de la contrainte moyenne sur une surface, à une profondeur donnée.

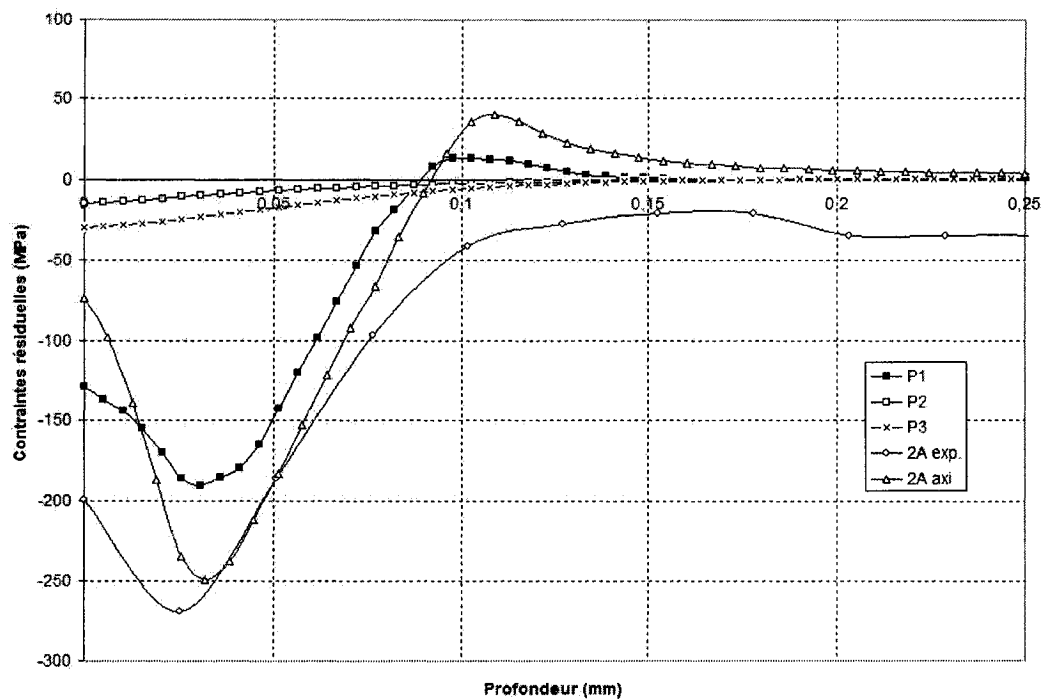
Dans le but de vérifier l'uniformité des contraintes dans la plaque et d'établir une comparaison plus juste entre les distributions des contraintes calculées et celles mesurées, les contraintes calculées en fonction de la profondeur sont étudiées pour trois points (P1, P2 et P3) de la surface. La figure 3.15 illustre la localisation du point P1, situé au centre de la surface impactée (P1 coïncide avec le point d'impact B9), et celle des points P2 et P3, situés en périphérie du centre.



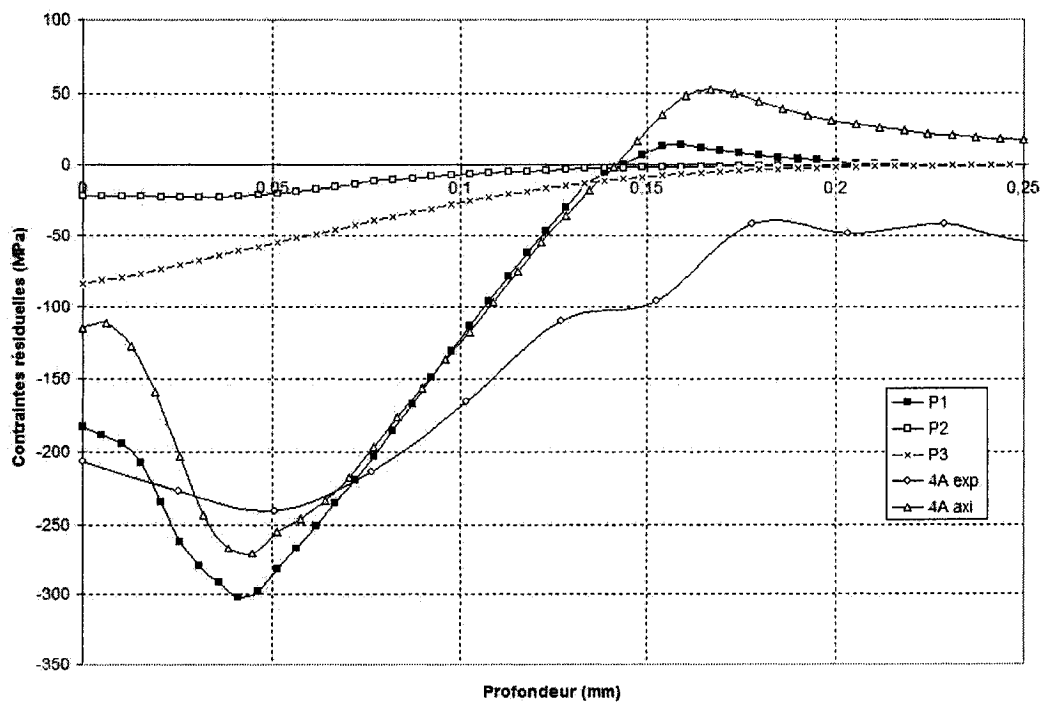
**Figure 3.15 - Position des points P1, P2 et P3 et position du point d'impact des neuf billes B1 à B9 dans le plan  $(x, y)$**

La figure 3.16 présente les contraintes résiduelles calculées sous les points P1, P2 et P3 et celles mesurées, en fonction de la profondeur, pour chacune des cinq vitesses (intensités Almen) considérées. À titre indicatif, les distributions des contraintes résiduelles déterminées à l'aide du modèle d'éléments finis axisymétrique et présentées à la figure 3.10 ont également été rapportées sur la figure 3.16, pour chacune des vitesses des billes.

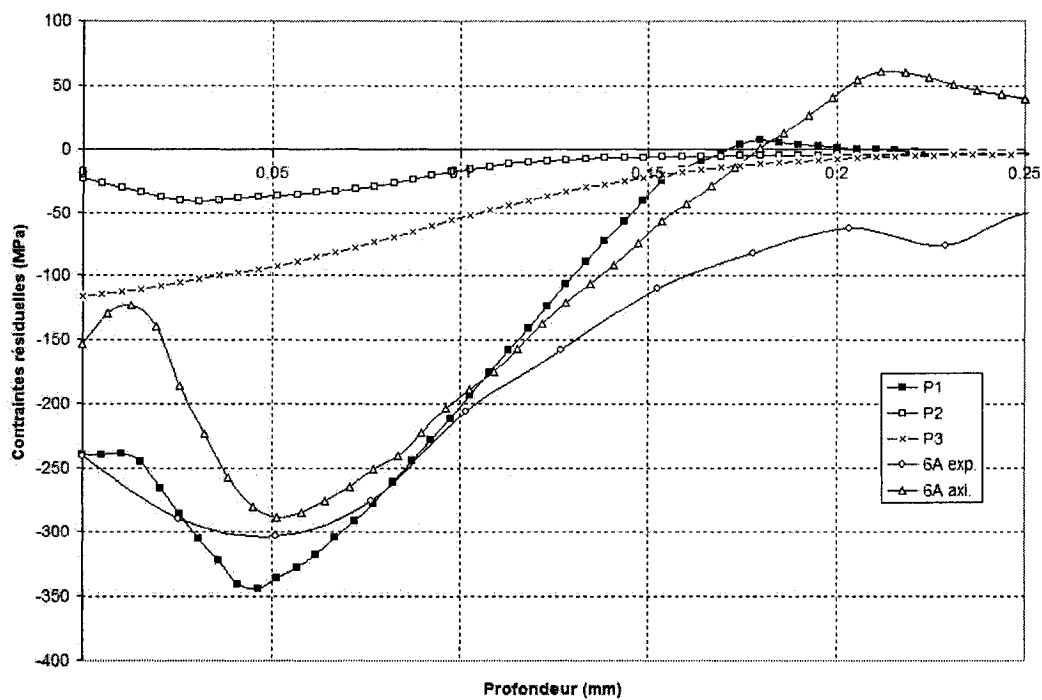
Pour toutes les vitesses de projection, les contraintes résiduelles calculées à l'aide du modèle tridimensionnel aux points P1, P2 et P3 sont très différentes. La distribution de contraintes à la surface impactée n'est donc pas uniforme. En effet, au point P1, la valeur de la contrainte résiduelle en compression est nettement supérieure à celle aux points en périphérie P2 et P3. On observe que la contrainte au point P3 est plus en compression que celle au point P2, ce qui pourrait s'expliquer par le fait que le point P3 est situé au centre d'une surface définie par quatre points d'impact (par exemple, dans le quart supérieur gauche : B4, B7, B8 et B9), alors que la contrainte au point P2 est influencée principalement par les impacts en deux points (par exemple, au centre supérieur : B7 et B9). Il est à noter que les distributions des contraintes résiduelles directement sous l'impact des billes B1 à B9 ont été étudiées. Ces résultats ne sont pas présentés dans ce mémoire, mais ont montré que les distributions sous chacun des points d'impact étaient très semblables.



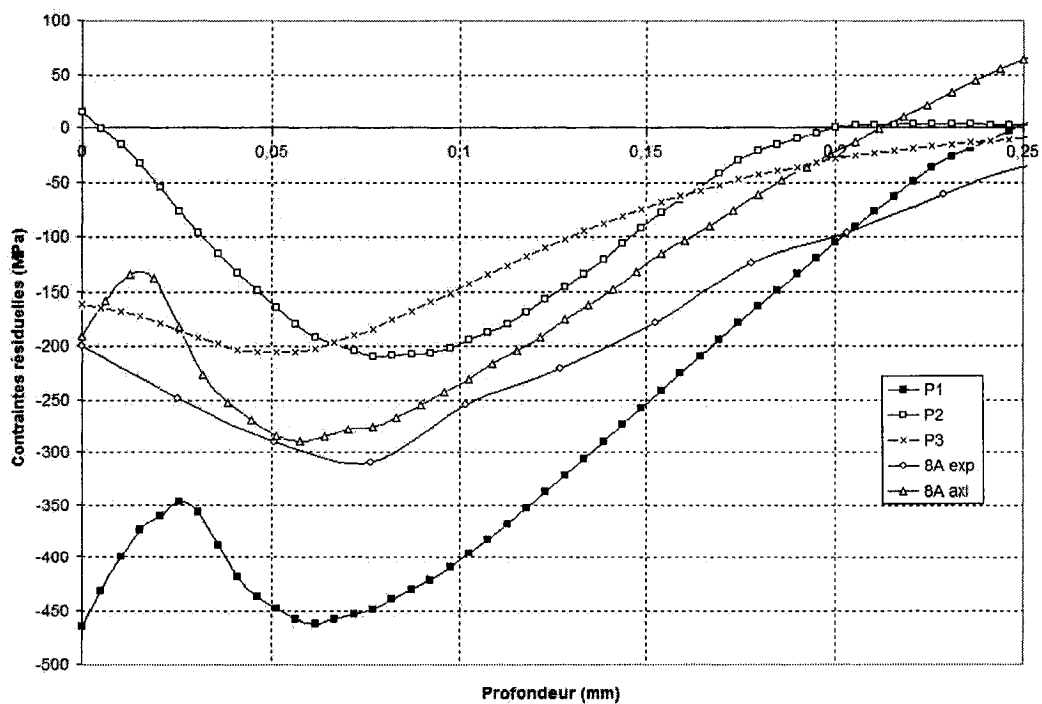
(a)  $V_{bille} = 12,7$  m/s, 2A exp.



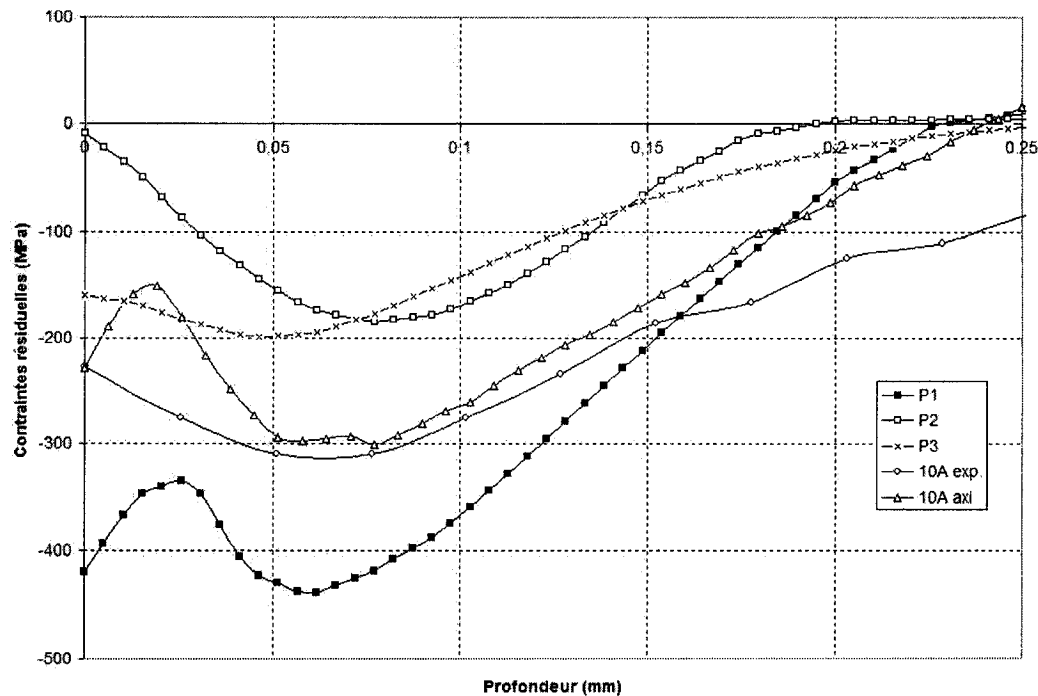
(b)  $V_{bille} = 25,4$  m/s, 4A exp.



(c)  $V_{bille} = 38,1$  m/s, 6A exp.



(d)  $V_{bille} = 50,8$  m/s, 8A exp.



(e)  $V_{bille} = 63,5$  m/s, 10A exp.

**Figure 3.16 – Distributions des contraintes résiduelles en fonction de la profondeur, calculées à l'aide du modèle tridimensionnel (P1, P2 et P3) et à l'aide du modèle axisymétrique, pour cinq vitesses de billes, comparées aux valeurs mesurées pour cinq intensités Almen**

Ces résultats démontrent que le nombre d'impacts modélisés est nettement insuffisant pour simuler un taux de recouvrement complet qui résulterait en une distribution de contraintes uniforme. Majzoobi *et al* (2005) ont étudié l'influence du nombre d'impacts sur la distribution des contraintes résiduelles dans un acier AISI 4340, en utilisant un modèle de géométrie similaire. Ces auteurs ont montré que les contraintes résiduelles ne se stabilisent qu'après 25 impacts. Meguid *et al* (2002), qui ont réalisé une étude sur le taux de recouvrement, ont démontré que plus le nombre d'impacts est élevé, plus les contraintes résiduelles calculées deviennent uniformes. Il apparaît clairement que le modèle présenté ici devrait être amélioré afin d'obtenir un taux de recouvrement complet ; ceci nécessiterait de simuler des impacts en plus grand nombre et distribués

plus uniformément sur la surface. Dans les analyses qui suivent, seules les contraintes obtenues sous le point d'impact P1 sont retenues pour fins de comparaison avec les valeurs expérimentales.

Le tableau 3.8 permet de comparer les valeurs numériques (P1) et expérimentales (exp.) des contraintes résiduelles de compression en surface,  $\sigma_{r.c.surf.}$ , et maximale,  $\sigma_{r.c.max.}$ , pour chacune des vitesses (intensité Almen) étudiées. La valeur absolue de l'écart (%) présentée dans ce tableau est égale au rapport de la différence entre la valeur numérique et la valeur expérimentale sur la valeur expérimentale. La figure 3.16 montre qu'aux vitesses correspondant aux intensités Almen 2A, 4A et 6A, les distributions de contraintes calculées au point P1 ont une allure générale similaire à celle des valeurs mesurées. Pour ces trois cas, le tableau 3.8 met en évidence que plus la vitesse augmente, plus les valeurs des contraintes de compression en surface et maximale calculées au point P1 se rapprochent de celles mesurées. Cependant, pour les vitesses correspondant aux intensités de 8A et de 10A, les contraintes en compression calculées au point P1 sont généralement beaucoup plus élevées, pour une profondeur donnée, que les contraintes mesurées.

**Tableau 3.8 – Contraintes résiduelles en surface et maximale, calculées au point P1 et mesurées, pour différentes vitesses de projection (intensité Almen)**

Vitesse (m/s)	12,7 (2A)	25,4 (4A)	38,1 (6A)	50,8 (8A)	63,5 (10A)
$\sigma_{r.c.surf. P1}$ (MPa)	-129	-183	-241	-465	-419
$\sigma_{r.c.surf. exp.}$ (MPa)	-200	-207	-241	-200	-228
Valeur absolue de l'écart (%)	36	12	0	133	84
$\sigma_{r.c.max. P1}$ (MPa)	-190	-302	-345	-463	-439
$\sigma_{r.c.max. exp.}$ (MPa)	-269	-241	-303	-310	-310
Valeur absolue de l'écart (%)	29	25	14	49	42



Il est intéressant de noter que les contraintes résiduelles de compression mesurées sont toujours inférieures à la limite d'écoulement statique du matériau (441 MPa) alors que pour les vitesses de 50,8 et 63,5 m/s les contraintes résiduelles calculées sont supérieures à la contrainte au point de transition élastique-plastique  $P_{e-p}$  qui est de 414 MPa. Tel que mentionné à la section 3.2.1, la modélisation de la courbe de contrainte-déformation à l'aide d'une loi bilinéaire ne permet pas de modéliser adéquatement le comportement réel du matériau pour la plage de déformations obtenues. En effet, plus les vitesses de projection sont importantes, plus les déformations plastiques sont élevées et plus le comportement de l'équation bilinéaire s'éloigne du comportement réel du matériau (voir Figure 3.3). Pour une déformation donnée, on peut ainsi s'attendre à ce que la valeur de la contrainte résiduelle soit plus élevée dans le cas du comportement bi-linéaire que dans le cas du comportement réel. L'écart entre les contraintes calculées et expérimentales pourrait probablement être réduit de façon significative par l'utilisation de la loi de contrainte-déformation réelle du matériau.

De plus, pour les vitesses de 50,8 m/s (8A) et 63,5 m/s (10A) l'allure de la courbe des contraintes calculées diffère de celle des valeurs mesurées pour des profondeurs situées entre 0 mm et 0,03 mm. Cette différence était aussi observée pour les résultats obtenus à l'aide du modèle axisymétrique, pour les vitesses correspondant à des intensités Almen de 4A, 6A, 8A et 10A. Pour cette région, le modèle tridimensionnel a permis d'obtenir une allure de courbe plus représentative des courbes expérimentales que le modèle axisymétrique pour les vitesses correspondant à 4A et 6A. Ces résultats confirment que les impacts en périphérie influencent bien la distribution des contraintes au centre de la plaque, tel que l'avaient rapporté Meguid *et al* (2002), Majzoobi *et al* (2005) et Drouin (2006).

Bien que le modèle tridimensionnel, dans sa forme actuelle, n'a pas permis de modéliser fidèlement les contraintes résiduelles mesurées, la tendance des distributions de contraintes calculées à l'aide de ce modèle est, en général, similaire à celle des

distributions mesurées, sauf pour des intensités Almen de 8 et 10A. La modélisation d'un plus grand nombre d'impacts et l'utilisation de la loi de contrainte-déformation réelle du matériau permettrait fort probablement d'améliorer le rapprochement entre les valeurs des contraintes calculées et celles mesurées.

### **3.3 Conclusion**

Dans ce chapitre, les valeurs des contraintes résiduelles mesurées expérimentalement à l'aide de la méthode de diffraction par rayons X pour des échantillons grenailés à cinq intensités Almen (2A, 4A, 6A, 8A et 10A) et un échantillon non grenailé ont été présentés. Ces mesures seront utilisées au chapitre suivant pour analyser les résultats des essais de fatigue et serviront comme valeurs d'entrée pour le modèle de prévision de vie.

Deux modèles d'éléments finis, l'un axisymétrique et l'autre tridimensionnel, ont été développés à l'aide du logiciel LS-DYNA® pour établir le profil des contraintes résiduelles induites par le grenailage. Les résultats ont été analysés et comparés aux résultats expérimentaux. Les distributions de contraintes résiduelles obtenues à l'aide de ces deux modèles montrent, en général, les mêmes tendances que les résultats expérimentaux. Une analyse plus poussée du modèle d'éléments finis 3D, en examinant l'influence de la loi de comportement du matériau et du taux de recouvrement résultant, serait nécessaire afin de quantifier de façon plus réaliste le champ des contraintes résiduelles induit par le procédé de grenailage.

## **CHAPITRE 4 - EFFET DU GRENAILLAGE SUR LA VIE EN FATIGUE ET SUR LA PROPAGATION DE FISSURE**

L'amélioration de la vie en fatigue des échantillons grenailés dépend principalement des contraintes résiduelles de compression induites par ce procédé ainsi que de l'état de surface résultant. Ces deux phénomènes ont une influence antagoniste sur la vie en fatigue; en effet, l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles en compression conduit à une augmentation de la vie en fatigue alors que l'augmentation de la rugosité et l'endommagement de la surface ont pour effet de diminuer la vie en fatigue.

Ce chapitre présente, dans un premier temps, les résultats expérimentaux sur les vies totales en fatigue des échantillons non grenailés et grenailés aux différentes intensités Almen. Ces résultats sont analysés en tenant compte des contraintes résiduelles mesurées et de la rugosité obtenue pour chacune de ces intensités. Ensuite, l'évolution des fissures observées lors des essais de fatigue est analysée. Finalement, le modèle de Navarro-Rios est appliqué pour prédire l'évolution des fissures ainsi que la vie en fatigue des échantillons grenailés; les résultats obtenus sont comparés aux résultats expérimentaux.

### **4.1 Résultats des essais de fatigue**

L'influence du grenailage sur la vie en fatigue a été étudiée pour des échantillons d'alliage Al7050-T7451 non grenailés (0A) et des échantillons grenailés à des intensités Almen variant de 2A à 10A (1A = 0,001 po. A). Tel que décrit à la section 2.6, pour chacune des conditions de grenailage, les échantillons ont été soumis à trois niveaux de contrainte cyclique maximale, soit 310, 345 et 379 MPa. Les valeurs de ces contraintes sont calculées sur la plus petite section des échantillons, sans tenir compte du facteur de concentration de contrainte.

Les tableaux 4.1 et 4.2 montrent respectivement la vie totale et la vie moyenne en fatigue, pour chaque niveau d'intensité Almen et pour chaque niveau de chargement. Il est à noter qu'un des trois échantillons grenailés avec une intensité de 4A et soumis à un niveau de contrainte maximale de 379 MPa a été endommagé par erreur avant le début du test de fatigue (flambement en compression); la vie de cet échantillon n'est pas rapportée.

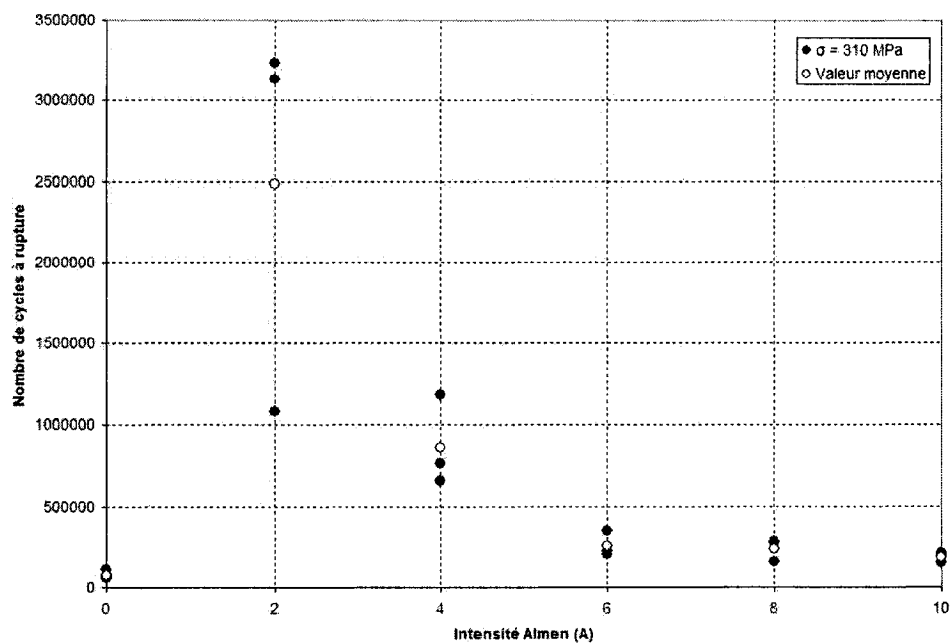
La figure 4.1 montre la variation de la vie en fatigue en fonction de l'intensité Almen, pour les trois niveaux de chargement. Ces résultats illustrent que la vie des échantillons grenailés est toujours supérieure à la vie des échantillons non grenailés (0A). De plus, à tous les niveaux de chargement, la vie en fatigue est maximale pour une intensité de 2A et elle diminue ensuite au fur et à mesure que l'intensité Almen augmente. Il est à noter que la vie en fatigue pourrait être supérieure à celle mesurée à 2A pour des intensités entre 0 et 2A ou entre 2 et 4A. Des essais de fatigue devraient être réalisés à l'aide d'échantillons grenailés à des intensités 1A et 3A pour clarifier cette question.

**Tableau 4.1 – Vie en fatigue des échantillons non grenailés et des échantillons grenailés, aux trois niveaux de chargement cyclique**

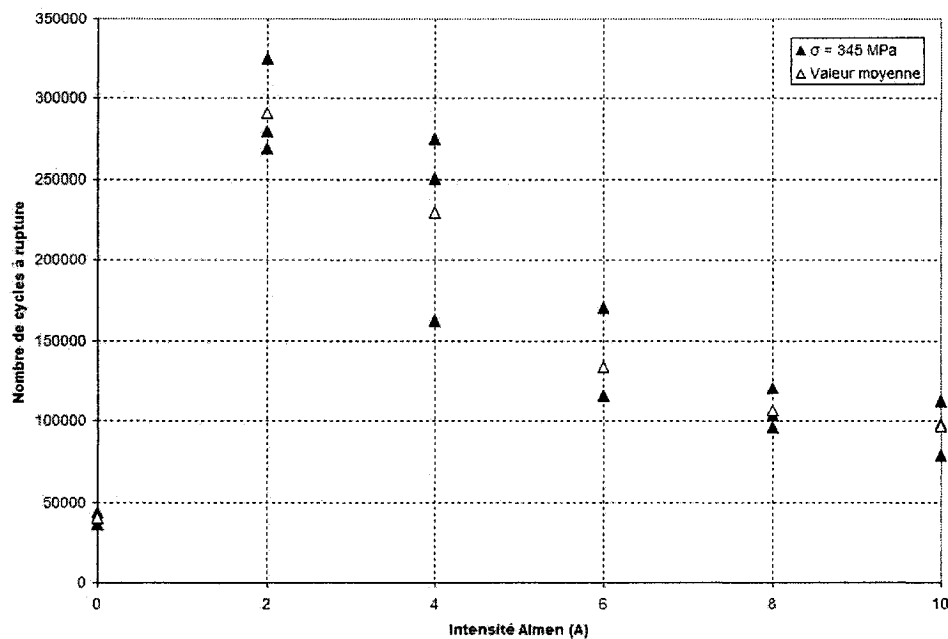
Contrainte maximale (MPa)	Vie en fatigue (cycles)					
	0A	2A	4A	6A	8A	10A
310	72 420	3 231 268	1 179 322	223 390	279 485	210 358
	56 667	3 132 690	762 477	205 375	284 152	149 522
	114 513	1 085 093	655 948	348 932	157 958	198 121
345	36 854	324 754	275 245	116 545	103 389	98 092
	44 147	279 667	250 353	116 138	96 289	113 212
	39 711	268 734	162 419	170 359	120 815	78 730
379	24 377	100 981	-----	63 769	73 056	64 811
	24 012	62 043	86 632	69 934	68 205	60 224
	23 652	111 931	81 740	79 554	60 048	56 850

**Tableau 4.2 – Vie moyenne en fatigue des échantillons non grenailés et des échantillons grenailés, aux trois niveaux de chargement cyclique**

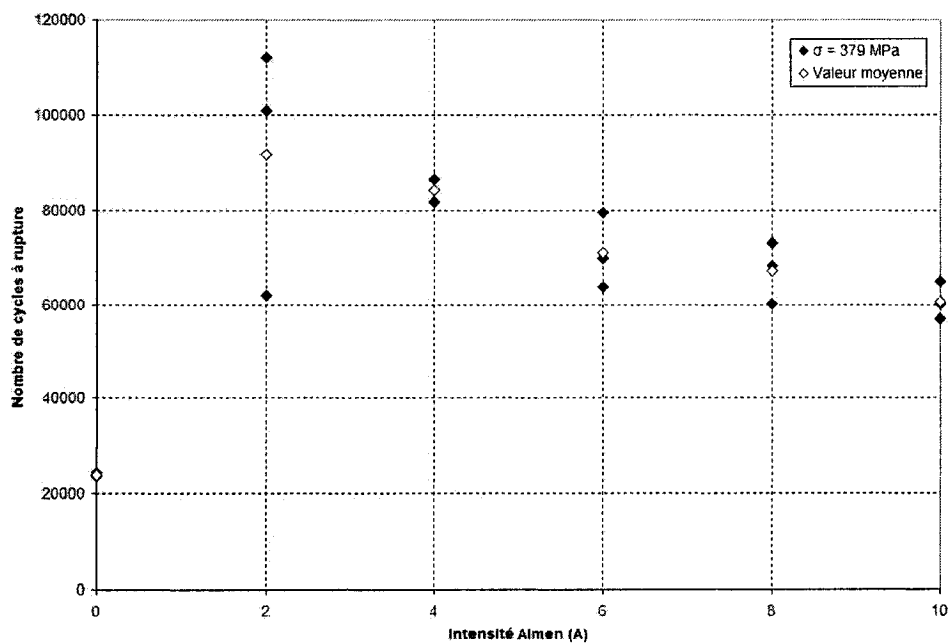
Contrainte maximale (MPa)	Vie moyenne en fatigue (cycles)					
	0A	2A	4A	6A	8A	10A
<b>310</b>	81 200	2 483 017	865 916	259 232	240 532	186 000
<b>345</b>	40 237	291 052	229 339	134 347	106 831	96 678
<b>379</b>	24 014	91 652	84 186	71 086	67 103	60 628



(a) Contrainte maximale appliquée = 310 MPa



(b) Contrainte maximale appliquée = 345 MPa



(c) Contrainte maximale appliquée = 379 MPa

Figure 4.1 – Vie en fatigue en fonction de l'intensité Almen pour les trois niveaux de chargement cyclique : a) 310 MPa; b) 345 MPa; c) 379 MPa

Dans le but d'analyser la dispersion des résultats de vie en fatigue, le rapport entre la vie maximale et la vie minimale a été calculé pour toutes les conditions d'essais, comme le présente le tableau 4.3. Pour l'ensemble des essais, plus le niveau de chargement est élevé, plus ce rapport est faible. Ce phénomène est couramment observé lors des études de comportement en fatigue des matériaux. Tous les rapports de vies obtenus ici sont inférieurs ou égaux à 2,0, sauf dans le cas des essais effectués sous une contrainte maximale de 310 MPa sur des échantillons grenailés à 2A où le rapport de vie est égal à 3,0. Tel qu'il a été rapporté au tableau 4.1, pour cette condition d'essai, la vie se situe entre  $1,1 \times 10^6$  et  $3,2 \times 10^6$  cycles, dans une région où la dispersion est souvent importante. Ce résultat a tout de même été conservé pour la suite des analyses. Notons qu'il est normal d'observer des rapports de vies pouvant aller jusqu'à deux, surtout lorsque le niveau de contrainte est faible.

**Tableau 4.3 – Rapport entre la vie maximale et la vie minimale pour toutes les conditions d'essais de fatigue**

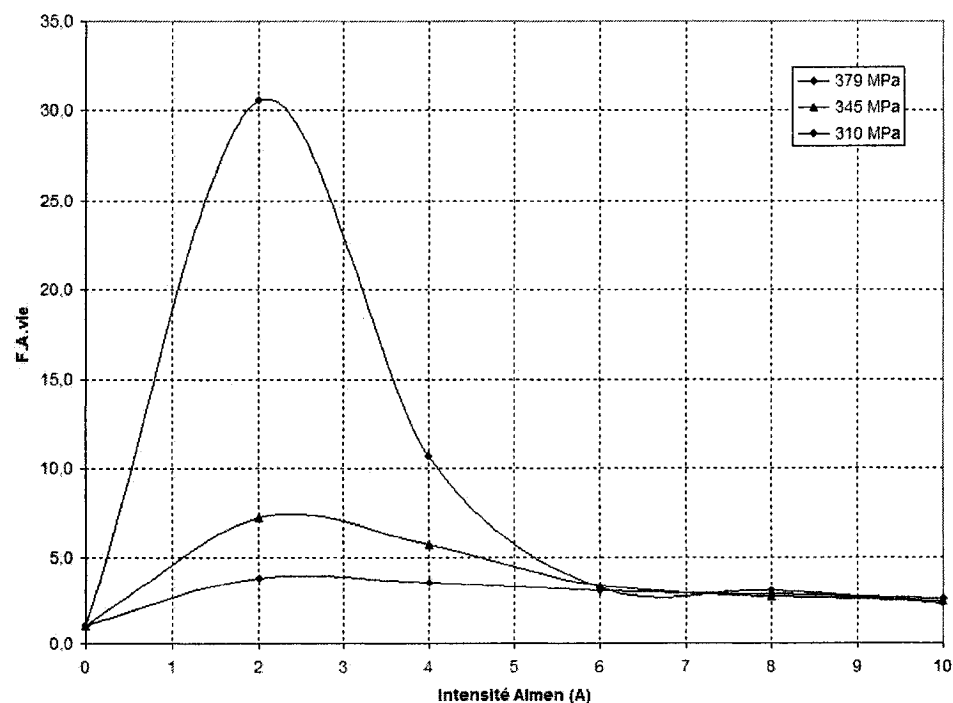
Contrainte maximale (MPa)	Rapport entre la vie maximale et la vie minimale en fatigue					
	0A	2A	4A	6A	8A	10A
310	2,0	3,0	1,8	1,7	1,8	1,4
345	1,2	1,2	1,7	1,5	1,3	1,4
379	1,0	1,8	1,1	1,2	1,2	1,1

Pour chacun des niveaux de contrainte maximale et d'intensité Almen, la valeur du facteur d'augmentation de vie en fatigue,  $F.A._{vie}$ , est obtenue en divisant la vie moyenne par la vie moyenne des échantillons non grenailés. Le tableau 4.4 présente la valeur de  $F.A._{vie}$  pour chaque condition d'essai; pour les échantillons grenailés, ce facteur varie entre 2,3 et 30,6, dépendant du niveau d'intensité Almen. La figure 4.2 montre également la variation de  $F.A._{vie}$  en fonction de l'intensité Almen, pour les trois niveaux de contrainte maximale; dans le but de mieux visualiser ces résultats, les valeurs de  $F.A._{vie}$  inscrites au tableau 4.4 ont été représentées par des points reliés entre eux par une courbe. Pour tous les niveaux de contrainte, le  $F.A._{vie}$  est maximal pour une intensité de

2A et diminue ensuite au fur et à mesure que l'intensité Almen augmente. La tendance des vies en fatigue en fonction de l'intensité Almen est la même que celle observée par plusieurs auteurs (Simpson, 1985; Sharp et Clark, 2001; Clancy *et al*, 1987 ; Sollich et Wohlfart, 1996 ; Simpson et Probst, 1987). Tous ces auteurs ont conclu qu'il existe, pour un matériau spécifié, une valeur particulière d'intensité Almen qui maximise la vie en fatigue.

**Tableau 4.4 - Facteur d'augmentation de vie,  $F.A._{vie}$ , pour toutes les conditions d'essais de fatigue**

Contrainte maximale (MPa)	Facteur d'augmentation de vie ( $F.A._{vie}$ )					
	0A	2A	4A	6A	8A	10A
310	1,0	30,6	10,7	3,2	3,0	2,3
345	1,0	7,2	5,7	3,3	2,7	2,4
379	1,0	3,8	3,5	3,0	2,8	2,5

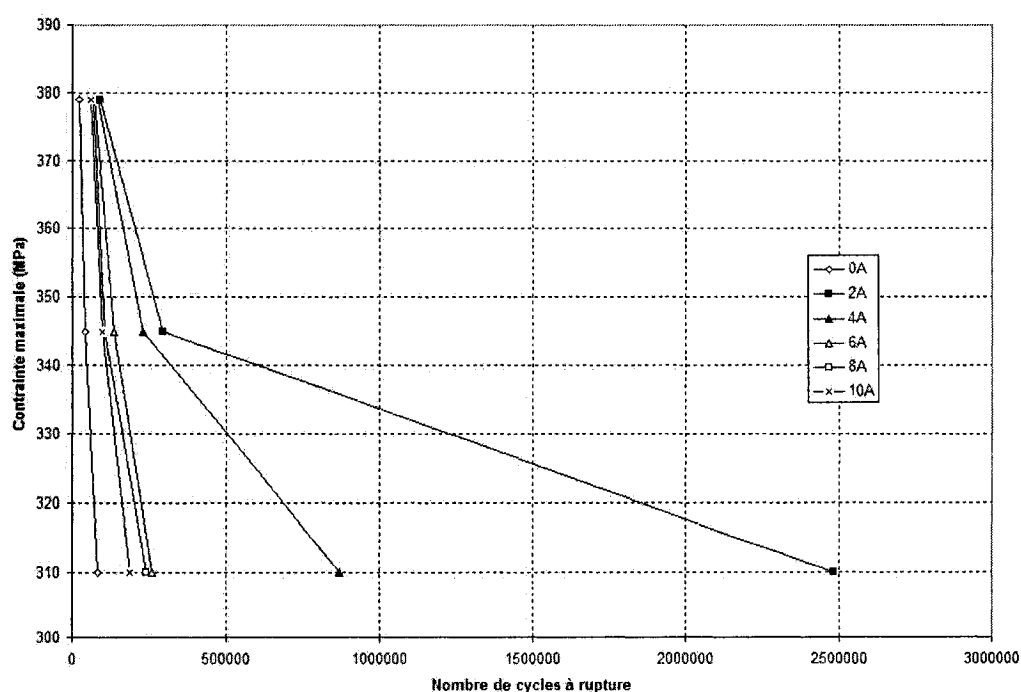


**Figure 4.2 - Facteur d'augmentation de vie,  $F.A._{vie}$ , en fonction de l'intensité Almen pour trois niveaux de chargement**



À l'intensité de 2A, plus le niveau de contrainte est faible, plus la valeur de  $F.A_{vie}$  est élevée. En effet, à cette intensité Almen, le  $F.A_{vie}$  passe de 3,8 à 30,6 lorsque le niveau de contrainte maximale passe de 379 MPa à 310 MPa. Ce phénomène est aussi observé pour une intensité de 4A, quoique la variation du  $F.A_{vie}$ , entre 3,5 et 10,7, soit moins importante que celle observée précédemment. Pour les intensités Almen de 6A, 8A et 10A, le  $F.A_{vie}$  ne varie presque pas en fonction du niveau de chargement; il se maintient entre 2,3 et 3,3.

La figure 4.3 illustre les vies moyennes en fonction du niveau de chargement pour les différentes intensités Almen. Les résultats présentés sous cette forme permettent de croire que le grenailage des échantillons aux intensités 2A et 4A a pour effet d'augmenter de façon importante la limite d'endurance par rapport aux autres conditions de grenailage.



**Figure 4.3 – Vie moyenne en fatigue en fonction de la contrainte maximale pour différentes intensités Almen**

## 4.2 Influence des phénomènes dus au grenaillage sur la vie en fatigue

Dans cette section, les résultats des essais de fatigue présentés précédemment sont analysés en tenant compte de la rugosité résultante et des contraintes résiduelles induites pour chacune des intensités Almen. La variation des paramètres de rugosité mesurés est étudiée en fonction de l'intensité Almen. Certaines valeurs des contraintes résiduelles mesurées et présentées au chapitre 3 sont aussi rapportées pour les fins de cette analyse.

### 4.2.1 Rugosité mesurée en fonction de l'intensité Almen

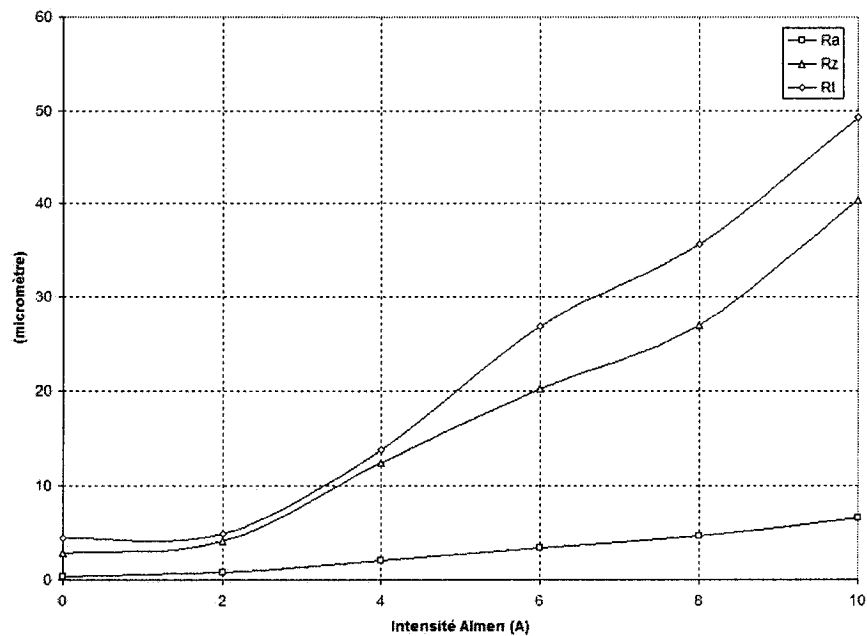
La rugosité a été mesurée pour cinq échantillons grenaillés à des intensités Almen spécifiques (2A, 4A, 6A, 8A et 10A) et pour un échantillon non grenaillé (0A), tel que décrit à la section 2.4. Pour les conditions 0A et 2A, les rugosités ont été mesurées avec une distance d'échantillonnage de 0,8 mm, alors que la distance d'échantillonnage utilisée pour mesurer les rugosités des conditions 4A, 6A, 8A et 10A est de 2,5 mm. Tel que mentionné à la section 2.4, les distances d'échantillonnage ont été sélectionnées en fonction de l'état de surface : plus la surface est rugueuse, plus cette distance doit être élevée. Ces distances d'échantillonnage ont été choisies en effectuant une inspection visuelle de l'état de surface de chaque échantillon et en le comparant à un étalon qui présente des états de surface typiques.

Les valeurs des paramètres de rugosité  $Ra$ ,  $Rz$ ,  $Rt$  et  $RSm$  qui ont été mesurées pour chacune des conditions de grenaillage (voir Figure 1.12) sont présentées au tableau 4.5. Les paramètres  $Ra$ ,  $Rz$  et  $Rt$  servent à quantifier la profondeur des indentations en surface alors que le paramètre  $RSm$  sert à quantifier leur largeur. On observe que plus l'intensité Almen est élevée, plus la valeur des paramètres  $Ra$ ,  $Rz$  et  $Rt$  est élevée. Cependant, la valeur du paramètre  $RSm$  ne suit pas une tendance particulière en fonction de l'intensité Almen et elle est beaucoup plus élevée que celle des autres paramètres. Ceci démontre que les indentations mesurées en surface sont beaucoup plus larges que profondes. La figure 4.4 illustre la variation des paramètres de rugosité  $Ra$ ,  $Rz$  et  $Rt$  en fonction de

l'intensité Almen. On remarque que la valeur de ces paramètres augmente peu entre 0A et 2A et augmente de façon plus importante entre 2A et 10A.

**Tableau 4.5 - Paramètres de rugosité mesurés,  $Ra$ ,  $Rz$ ,  $Rt$  et  $RSm$ , pour chaque niveau d'intensité Almen**

Paramètre de rugosité	Intensité Almen (A)					
	0	2	4	6	8	10
$Ra$ ( $\mu m$ )	0,4	0,8	2,1	3,4	4,6	6,6
$Rz$ ( $\mu m$ )	2,8	4,1	12,6	20,2	26,9	40,3
$Rt$ ( $\mu m$ )	4,5	4,9	13,9	26,9	35,5	49,3
$RSm$ ( $\mu m$ )	387	163	289	315	418	393



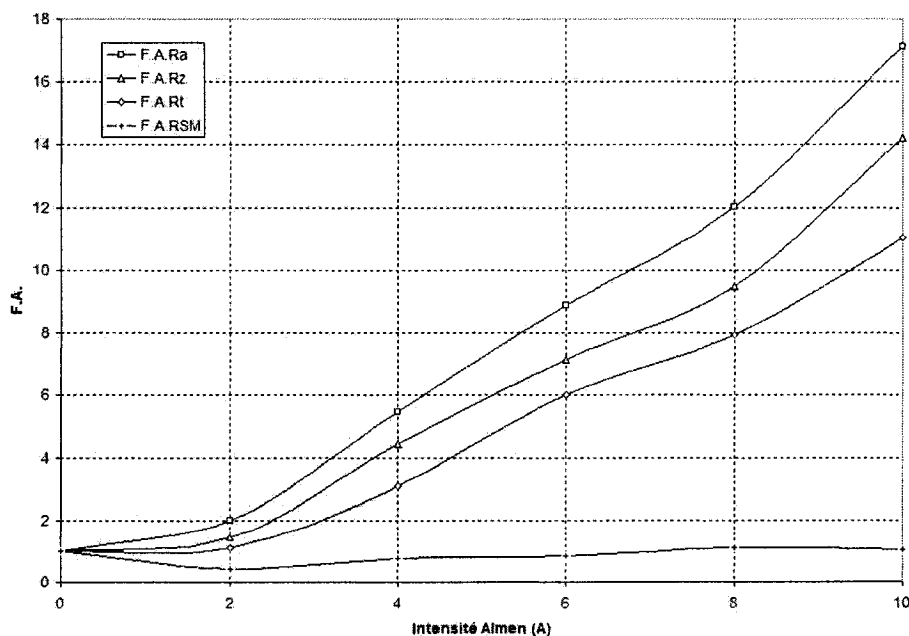
**Figure 4.4 – Paramètres de rugosité mesurés  $Ra$ ,  $Rz$  et  $Rt$  en fonction de l'intensité Almen**

L'influence du niveau d'intensité Almen sur l'état de surface peut également être mise en évidence à l'aide des facteurs d'augmentation de rugosité  $F.A._{Ra}$ ,  $F.A._{Rz}$ ,  $F.A._{Rt}$ , et  $F.A._{RSm}$ , calculés pour chacune des conditions de grenaillage. Pour un paramètre de rugosité spécifique ( $Ri$ ), la valeur du facteur d'augmentation  $F.A._{Ri}$  est obtenue en

divisant la valeur de la rugosité mesurée à un niveau d'intensité Almen, par la valeur mesurée sur l'échantillon non grenailé. Le tableau 4.6 et la figure 4.5 présentent les valeurs des F.A. pour l'ensemble des conditions de grenailage. Pour une intensité de 2A, les valeurs des paramètres  $Ra$ ,  $Rz$  et  $Rt$  sont respectivement 2,0, 1,4 et 1,1 fois plus importantes que celles des échantillons non grenailés, alors qu'à l'intensité maximale (10A), elles sont respectivement 17,1, 14,2 et 11,0 fois plus élevées que celles des échantillons non grenailés. Ces résultats seront utilisés pour fin d'analyse à la section 4.2.3.

**Tableau 4.6 – Facteurs d'augmentation de rugosité  $F.A._{Ra}$ ,  $F.A._{Rz}$ ,  $F.A._{Rt}$  et  $F.A._{RSM}$  pour chaque niveau d'intensité Almen**

Facteur d'augmentation	Intensité Almen (A)					
	0	2	4	6	8	10
$F.A._{Ra}$	1,0	2,0	5,4	8,9	12,0	17,1
$F.A._{Rz}$	1,0	1,4	4,4	7,1	9,5	14,2
$F.A._{Rt}$	1,0	1,1	3,1	6,0	7,9	11,0
$F.A._{RSM}$	1,0	0,4	0,7	0,8	1,1	1,0



**Figure 4.5 – Facteurs d'augmentation de rugosité  $F.A._{Ra}$ ,  $F.A._{Rz}$ ,  $F.A._{Rt}$  et  $F.A._{RSM}$  en fonction de l'intensité Almen**

#### 4.2.2 Contraintes résiduelles mesurées en fonction de l'intensité Almen

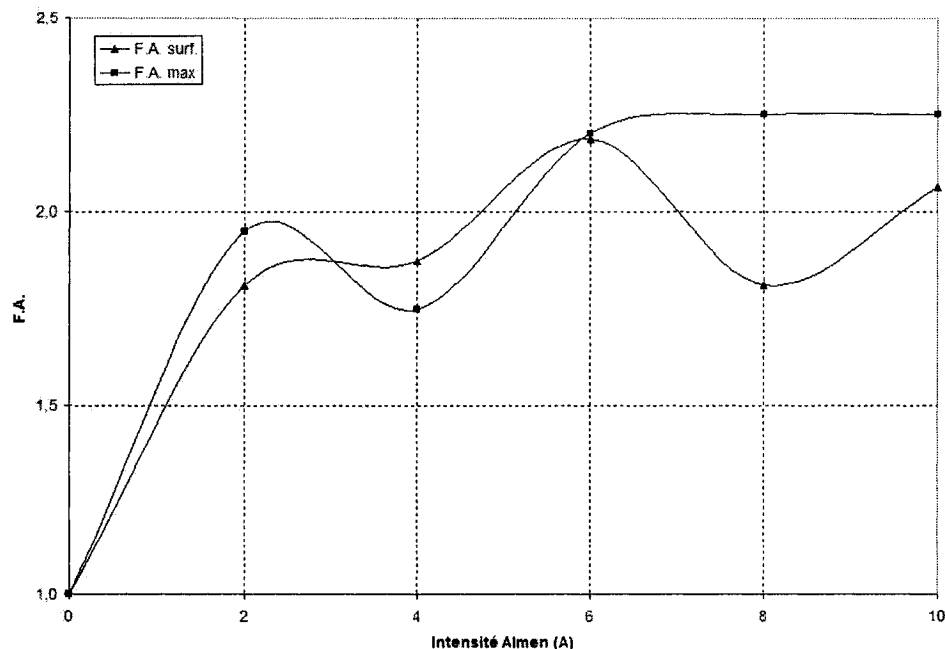
Les contraintes résiduelles mesurées en fonction de l'intensité Almen ont été présentées au chapitre 3. Dans cette section, certains de ces résultats sont rapportés et analysés, en considérant les facteurs d'augmentation des caractéristiques du champ de contraintes résiduelles des échantillons grenailés, soit  $F.A_{c.r.c.surf.}$ ,  $F.A_{c.r.c.max}$  et  $F.A_{c.r.c.aire}$ , qui sont obtenus en divisant la valeur mesurée pour chacune des intensités Almen par celle mesurée pour un échantillon non grenailé (0A).

Il est à noter que les contraintes résiduelles présentées dans cette section ont été mesurées sur des échantillons usinés spécifiquement pour cette fin et non directement sur les échantillons soumis aux essais de fatigue. Dans le cas des échantillons de fatigue grenailés à une intensité Almen spécifique, on peut s'attendre à ce que les contraintes induites soient relativement semblables aux contraintes mesurées; en effet, tel que rapporté à la section 3.1, l'état de contraintes initiales ne semble pas influencer de façon importante la distribution des contraintes résiduelles après grenailage. Cependant, il n'a pas été possible de vérifier si les contraintes résiduelles présentes dans les échantillons de fatigue non grenailés étaient similaires à celles mesurées pour la condition 0A. Les  $F.A$  de contraintes présentés aux figures 4.6 et 4.8 ne permettent donc pas de quantifier de façon absolue l'état des contraintes présent dans les échantillons de fatigue. Cependant, puisque l'évolution des contraintes mesurée en fonction de l'intensité Almen est semblable à celle que l'on retrouve dans la littérature, on peut faire l'hypothèse que l'allure des courbes  $F.A_{c.r.c.surf.}$ ,  $F.A_{c.r.c.max}$  et  $F.A_{c.r.c.aire}$  en fonction de l'intensité Almen ne sera pas affectée de façon significative par les valeurs des contraintes existantes à 0A. Les courbes des facteurs d'augmentation  $F.A_{c.r.c.surf.}$ ,  $F.A_{c.r.c.max}$  et  $F.A_{c.r.c.aire}$  en fonction de l'intensité Almen seront ainsi utilisées à la section suivante à titre indicatif seulement afin de commenter les résultats des vies obtenues.

Le tableau 4.7 et la figure 4.6 présentent les facteurs d'augmentation des contraintes de compression en surface ( $F.A_{c.r.c.surf.}$ ) et maximales ( $F.A_{c.r.c.max.}$ ) en fonction de l'intensité Almen. Les deux paramètres affichent approximativement le même comportement. Les valeurs des facteurs  $F.A_{c.r.c.surf.}$  et de  $F.A_{c.r.c.max.}$  augmentent rapidement entre 0A et 2A; ces facteurs sont approximativement égaux à 2 pour une intensité 2A. Entre 2A et 10A, les facteurs d'augmentation varient de façon moins importante et leurs valeurs oscillent autour de 2. Tel que rapporté à la section 3.1, les variations des contraintes résiduelles en surface et maximales observées entre 2A et 10A peuvent être dues à la précision du système de mesure et/ou à une dispersion associée aux échantillons.

**Tableau 4.7 – Facteurs d'augmentation des contraintes résiduelles de compression en surface ( $F.A_{c.r.c.surf.}$ ) et maximale ( $F.A_{c.r.c.max.}$ ) pour chaque niveau d'intensité Almen**

Facteur d'augmentation	Intensité Almen (A)					
	0	2	4	6	8	10
$F.A_{c.r.c.surf.}$	1,0	1,8	1,9	2,2	1,8	2,1
$F.A_{c.r.c.max.}$	1,0	2,0	1,8	2,2	2,3	2,3

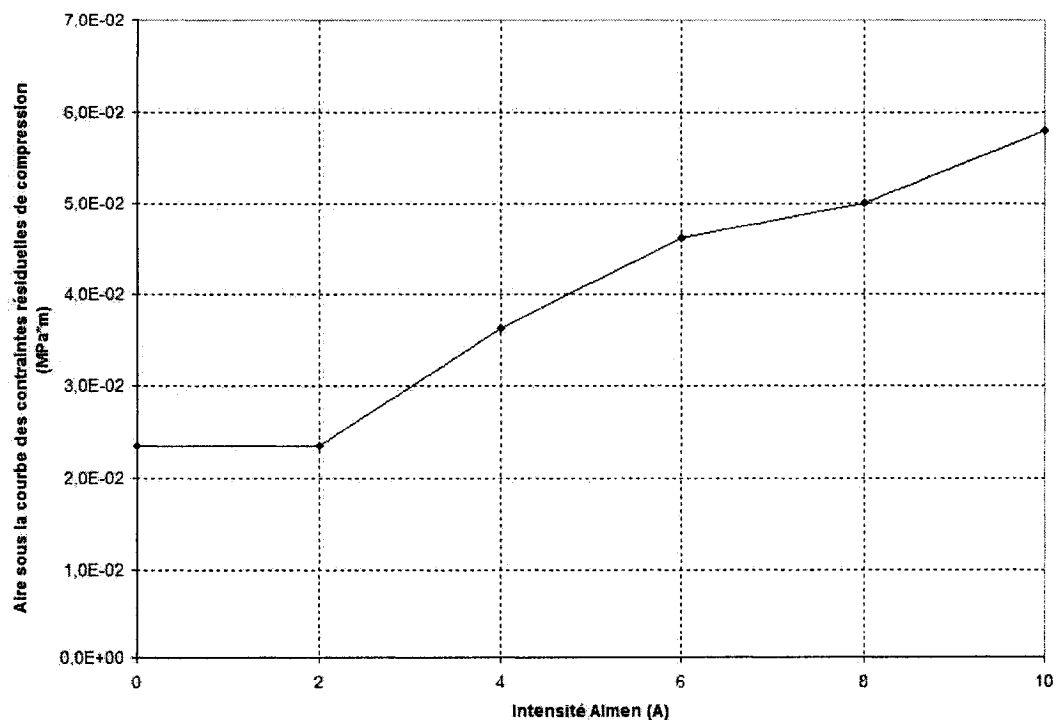


**Figure 4.6 – Facteurs d'augmentation des contraintes résiduelles de compression en surface ( $F.A_{c.r.c.surf.}$ ) et maximale ( $F.A_{c.r.c.max.}$ ) en fonction de l'intensité Almen**

Le tableau 4.8 et la figure 4.7 présentent l'aire sous la courbe des distributions de contraintes résiduelles de compression mesurées en fonction de l'intensité Almen (voir figure 3.1); l'aire a été évaluée entre la surface et une profondeur de 0,3 mm. Quoique les distributions de contraintes soient différentes pour les intensités de 0 et 2A, l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles est la même pour ces deux niveaux d'intensité Almen. Pour des intensités supérieures à 2A, l'aire sous la courbe augmente avec une augmentation de l'intensité Almen.

**Tableau 4.8 – Aire sous la courbe des distributions de contraintes résiduelles de compression pour chaque niveau d'intensité Almen**

Intensité Almen (A)	0	2	4	6	8	10
Aire(MPa·m)	2,4E-02	2,3E-02	3,6E-02	4,6E-02	5,0E-02	5,8E-02

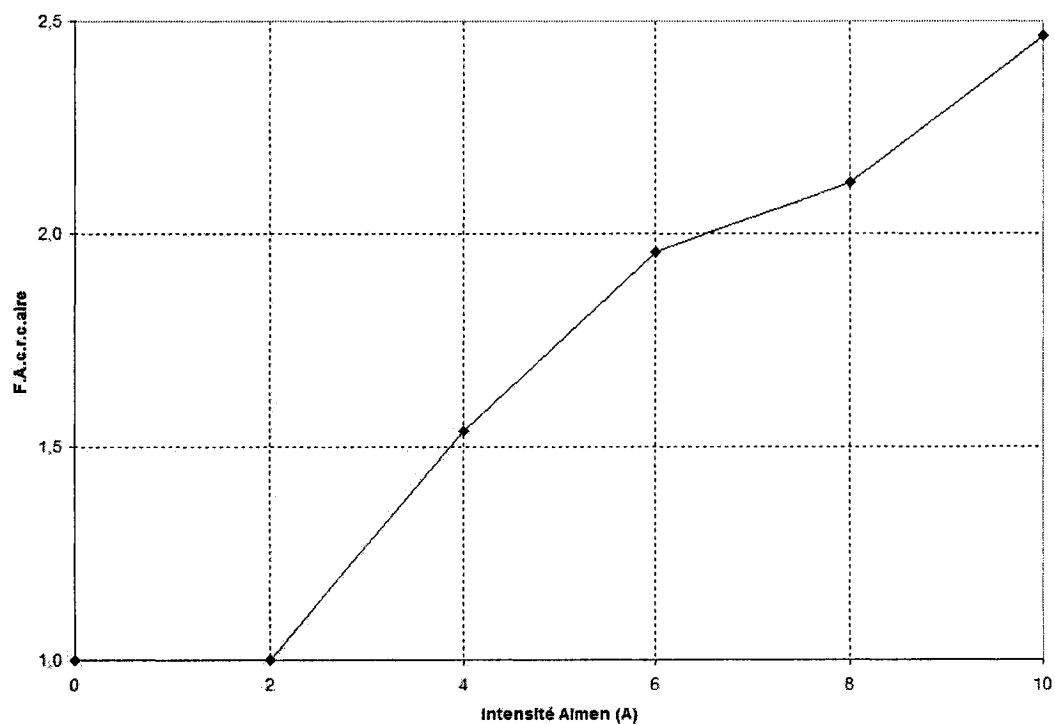


**Figure 4.7 - Aire sous la courbe des distributions de contraintes résiduelles de compression en fonction de l'intensité Almen**

Le tableau 4.9 et la figure 4.8 présentent le facteur d'augmentation de l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression ( $F.A_{c.r.c.aire}$ ) en fonction de l'intensité Almen. Ces valeurs présentent les mêmes tendances que les résultats décrits ci-haut où plus l'intensité Almen est élevée, plus la valeur du  $F.A_{c.r.c.aire}$  augmente.

**Tableau 4.9 – Facteur d'augmentation de l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression ( $F.A_{c.r.c.aire}$ ) en fonction de l'intensité Almen**

Facteur d'augmentation	Intensité Almen (A)					
	0	2	4	6	8	10
$F.A_{c.r.c.aire}$	1,0	1,0	1,5	2,0	2,1	2,5



**Figure 4.8 - Facteur d'augmentation de l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression ( $F.A_{c.r.c.aire}$ ) en fonction de l'intensité Almen**

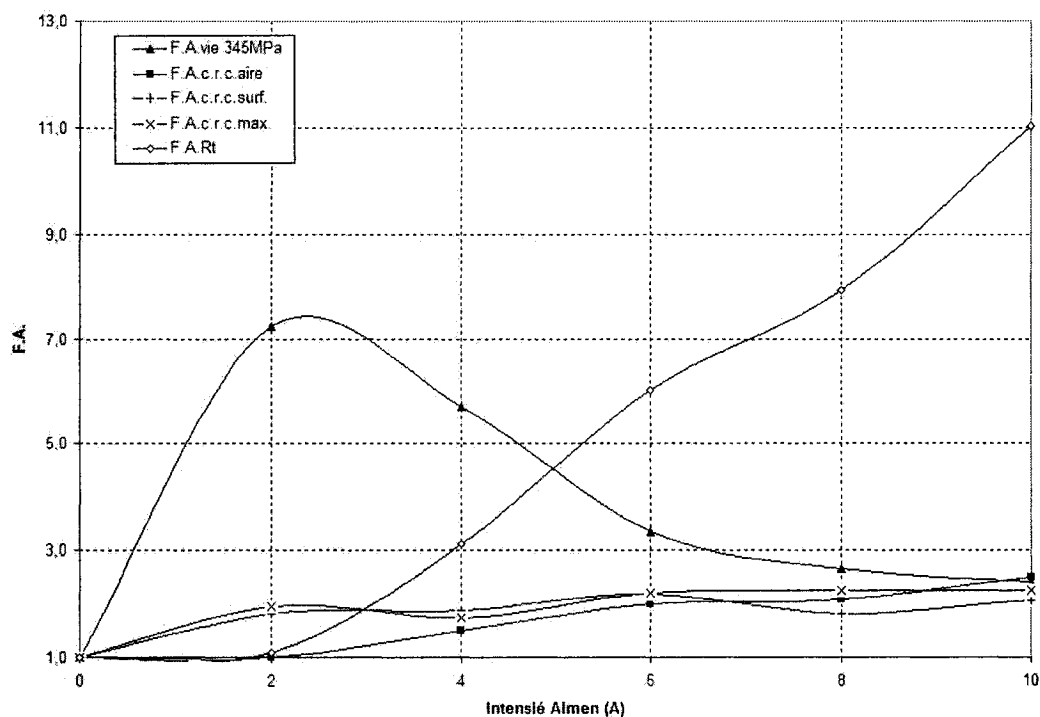


Pour l'ensemble des paramètres des distributions de contraintes résiduelles analysés, les tendances présentées dans cette section sont similaires à celles rapportées dans la littérature. Herzog *et al* (1996) ont aussi observé que plus l'intensité Almen est élevée, plus le champ de contraintes résiduelles en compression s'étend en profondeur, alors que les valeurs de la contrainte de compression en surface et maximale ne sont pas affectées de façon significative par la valeur de l'intensité Almen.

Comme il a été mentionné précédemment, bien que les F.A. de contraintes présentés aux figures 4.6 et 4.8 ne permettent pas de quantifier de façon exacte l'état des contraintes présent dans les échantillons de fatigue, ils pourront être utilisés à la section suivante, à titre indicatif, afin de commenter les résultats des vies obtenues.

#### **4.2.3 Influence de la rugosité et des contraintes résiduelles de compression sur la vie en fatigue**

Dans cette section, l'influence de la rugosité et des contraintes résiduelles en compression sur la vie en fatigue est examinée. Pour avoir une vue d'ensemble, les courbes des facteurs d'augmentation  $F.A._{vie}$ ,  $F.A._{Rt}$ ,  $F.A._{c.r.c.surf}$ ,  $F.A._{c.r.c.max}$  et  $F.A._{c.r.c.aire}$  en fonction de l'intensité Almen ont été regroupées à la Figure 4.9. À la figure 4.9, seule la courbe de  $F.A._{vie}$  pour une contrainte cyclique maximale de 345 MPa a été tracée car elle est typique des résultats obtenus aux niveaux de contrainte de 310 MPa et de 379 MPa. Pour une raison similaire, seule la courbe de  $F.A._{Rt}$  est présentée. Ces choix ont été faits dans le but d'illustrer les tendances observées, tout en allégeant la présentation graphique.



**Figure 4.9 – Variation des facteurs d'augmentation  $F.A_{vie_{345MPa}}$ ,  $F.A_{Rt}$ ,  $F.A_{c.r.c.surf}$ ,  $F.A_{c.r.c.max}$  et  $F.A_{c.r.c.aire}$  en fonction de l'intensité Almen**

Tel qu'observé précédemment, la vie en fatigue est maximale pour une intensité Almen de 2A. Pour des intensités supérieures à 2A, les contraintes de compression en surface et maximale ne varient plus de façon importante et malgré le fait que la profondeur des contraintes résiduelles de compression augmente, l'amélioration de la vie en fatigue diminue à cause de l'augmentation de la rugosité résultante. Ces résultats mettent en évidence que, pour une intensité Almen supérieure à l'intensité optimale, la diminution de la vie en fatigue est due à une augmentation importante de la rugosité. Plusieurs auteurs qui ont étudié l'influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue (Simpson, 1985; Sharp et Clark, 2001; Clancy *et al*, 1987 ; Sollich et Wohlfart, 1996 ; Simpson et Probst, 1987) ont aussi conclu que la vie en fatigue d'une pièce grenaillée à une intensité supérieure à l'intensité optimale diminuera à cause d'un endommagement important de la surface.

Pour les essais réalisés, la condition qui mène à la vie en fatigue maximale est celle où les échantillons présentent une faible rugosité en surface combinée à une distribution de contraintes résiduelles de compression peu profonde. Sollich et Wohlfart (1996) ont également étudié l'influence de l'intensité Almen sur la vie en fatigue, en considérant la distribution des contraintes résiduelles et la rugosité en surface ; ces auteurs ont aussi observé que la vie en fatigue était maximale lorsque la rugosité en surface était faible et que la distribution de contraintes résiduelles de compression était peu profonde.

Ces résultats confirment que l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles en compression conduit à une amélioration de la vie en fatigue alors que l'augmentation de la rugosité a pour effet de la diminuer. Puisque les résultats présentés ne permettent pas de caractériser séparément l'influence des paramètres de la distribution des contraintes résiduelles, il est impossible d'identifier ceux qui jouent un rôle important sur l'amélioration de la vie en fatigue. En effet, cette amélioration peut être associée à la valeur de la contrainte de compression en surface, à celle de la contrainte maximale, à l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression ou à une combinaison de ces paramètres. D'autres études seraient nécessaires avant de pouvoir établir un modèle pour prédire la vie en fatigue des échantillons grenailés en fonction des caractéristiques de la distribution des contraintes résiduelles et de la rugosité en surface.

Il est à noter que plusieurs combinaisons de paramètres de grenaillage peuvent résulter en une même intensité Almen. Par exemple, une même intensité Almen peut être obtenue en utilisant des billes de faible diamètre projetées à grande vitesse ou en projetant des billes d'un diamètre plus important à faible vitesse. Toutefois, pour une même valeur d'intensité Almen, la rugosité en surface et la distribution des contraintes résiduelles peuvent être très différentes (Balcar et Maltby, 1981; Herzog *et al*, 1996). Comme l'augmentation de la vie en fatigue est fonction de la rugosité et de la distribution des contraintes résiduelles de compression, il est important de noter que pour un matériau donné, une même valeur de l'intensité Almen peut conduire à des vies en fatigue

différentes, dépendant des paramètres de grenaillage choisis. L'intensité Almen n'est donc pas un paramètre suffisant pour quantifier le facteur d'augmentation de la vie en fatigue.

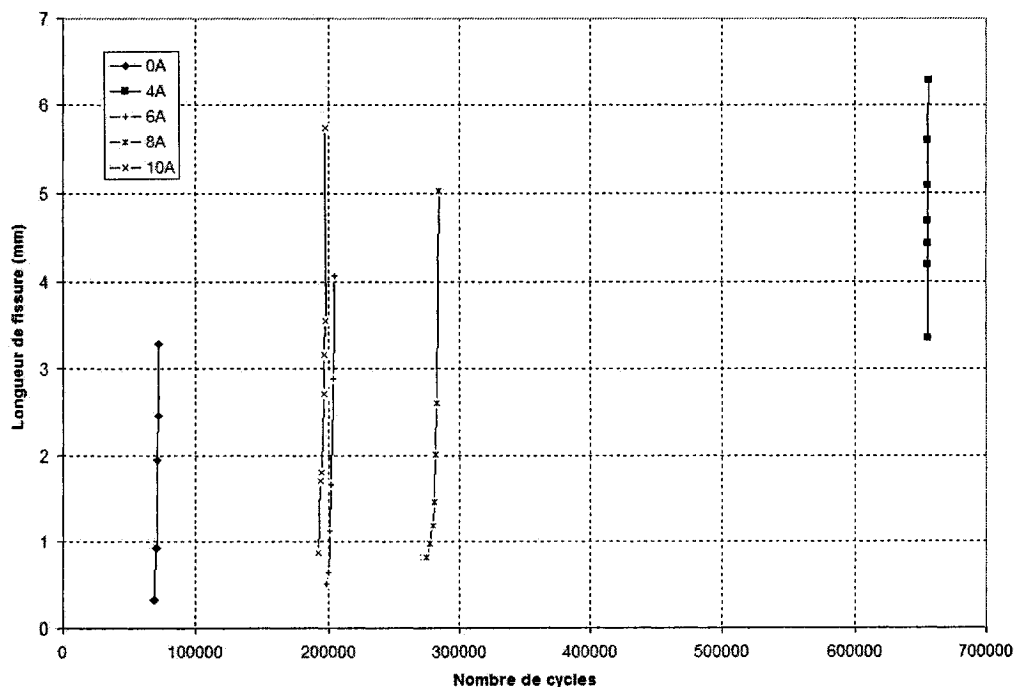
#### **4.3 Caractéristiques de l'évolution des fissures mesurées**

Les longueurs de fissure ont été mesurées lors des essais de fatigue à l'aide de deux caméras vidéo (grossissement maximum de 50X) reliées à un moniteur. Tel que décrit à la section 2.7, un suivi de l'évolution des fissures a été réalisé pour chacune des conditions d'essai.

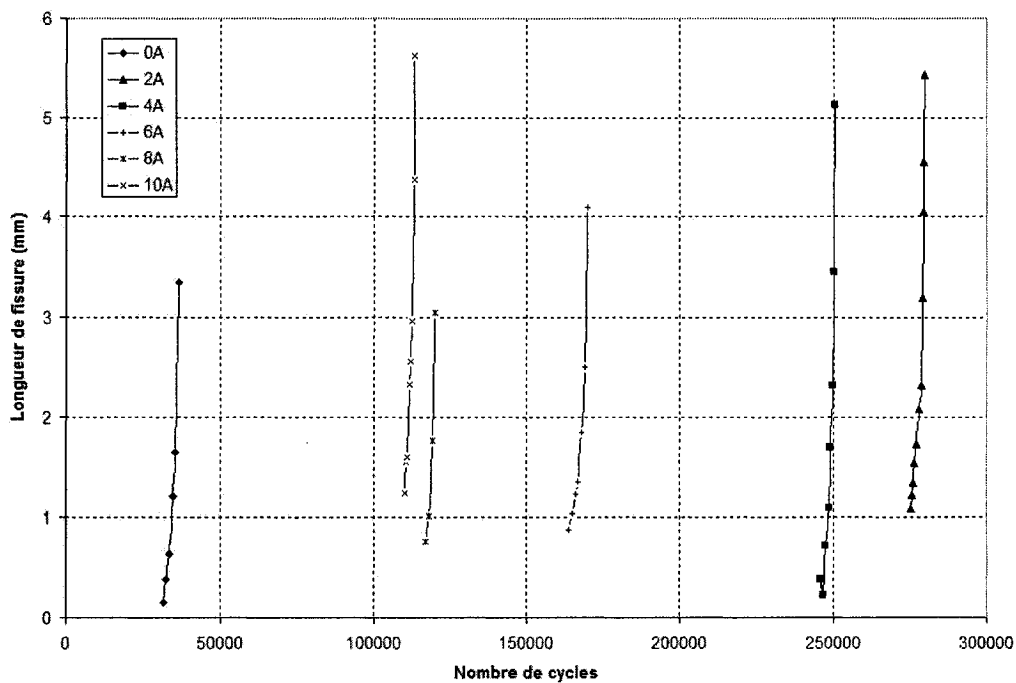
Toutes les fissures observées sont des fissures coins qui ont approximativement une forme en quart de cercle et qui se propagent perpendiculairement à la direction du chargement (mode I). La forme en quart de cercle de la fissure signifie que la longueur de la fissure suivant la largeur de l'échantillon est environ égale à la longueur de la fissure suivant son épaisseur. Les longueurs de fissure présentées dans cette section sont celles mesurées suivant la largeur de l'échantillon.

Pour chacun des trois niveaux de chargement et des différentes intensités Almen, la figure 4.10 illustre la variation de la longueur de fissure mesurée en fonction du nombre de cycles appliqués. On observe que ni l'intensité Almen, ni le niveau de chargement n'influence de façon significative l'allure des courbes. Pour chacun des niveaux de chargement, on remarque que l'intensité 2A maximise la vie en fatigue qui diminue ensuite au fur et à mesure que l'intensité Almen augmente. Seul un cas fait exception. En effet, la courbe de l'évolution de la fissure observée à 6A pour une contrainte maximale de 310 MPa se situe entre les courbes de 10A et de 8A. Ce résultat est dû à la dispersion des résultats de fatigue, tel que décrit à la section 4.1. Il est à noter que le suivi de fissure pour l'intensité de 2A n'est pas présenté pour le niveau de contrainte maximale de 310 MPa car les tentatives pour mesurer la longueur de la fissure ont échoué, étant donné que les vies en fatigue sont très élevées pour ces conditions d'essai.

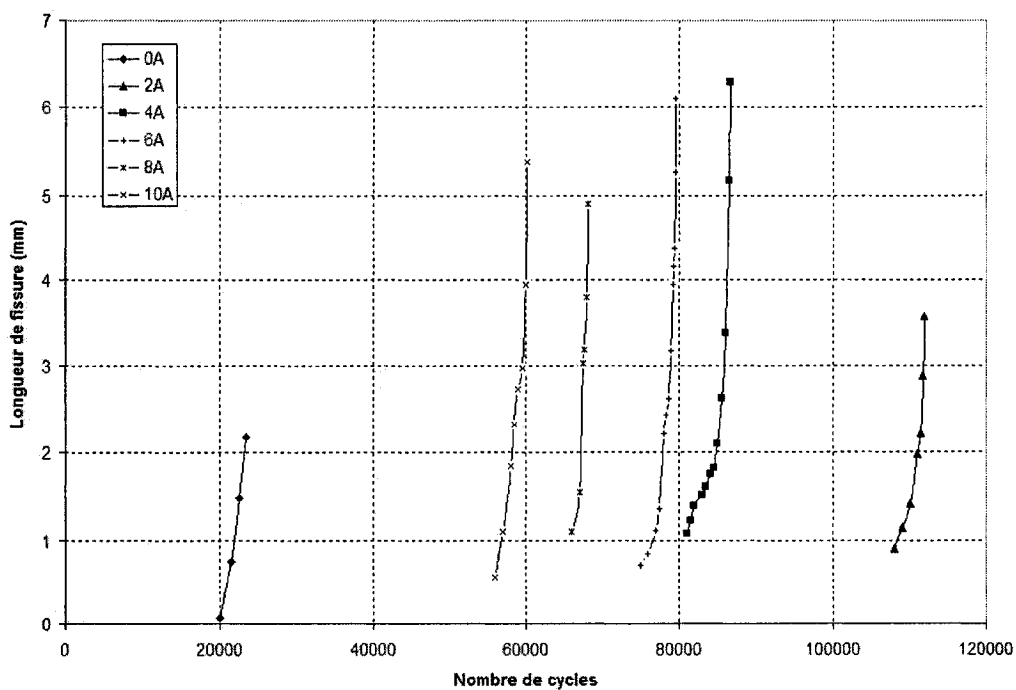
Pour la grande majorité des échantillons grenailés, la longueur minimale de la fissure qui a pu être mesurée est d'environ 1 mm. Cependant, pour les échantillons non grenailés, une fissure d'une longueur aussi faible que 0,1 mm a pu être observée. Cette particularité s'explique par le fait qu'il est plus difficile de détecter une fissure sur une surface grenailée que sur une surface non grenailée, à cause de l'endommagement de la surface du matériau causé par l'impact des billes. Pour la plupart des fissures, la longueur finale mesurée avant la rupture se situe entre 4,0 mm et 6,3 mm. Comme l'épaisseur des échantillons est de 6,35 mm et que la forme des fissures est approximativement en quart de cercle, la plupart des fissures avaient complètement traversé l'épaisseur de l'échantillon avant la rupture. À partir de la longueur de fissure détectable, l'évolution de la fissure est relativement identique pour toutes les conditions d'essai étudiées et la période de propagation ne représente qu'une faible portion de la vie totale. En effet, la rupture survient en moyenne à 4 500 cycles après la détection d'une fissure.



(a) Contrainte maximale appliquée = 310 MPa



(b) Contrainte maximale appliquée = 345 MPa



(c) Contrainte maximale appliquée = 379 MPa

Figure 4.10 – Évolution des fissures en fonction du nombre de cycles appliqués, pour toutes les valeurs d'intensité Almen et les trois niveaux de chargement

Il est probable que les courbes de propagation mesurées pour les échantillons grenailés présenteraient des différences plus importantes entre elles s'il avait été possible de mesurer des fissures plus courtes. En effet, les distributions des contraintes résiduelles de compression se situent entre la surface et une profondeur inférieure à 0,30 mm (Figure 3.1). Il aurait été intéressant de pouvoir suivre l'évolution de la fissure dans cette région. L'utilisation d'un système de mesure plus performant serait nécessaire pour réaliser un tel travail.

#### **4.4 Prévision de vie à l'aide du modèle de Navarro-Rios**

Le modèle de Navarro-Rios, décrit à la section 1.7, permet de calculer la vie en fatigue en tenant compte de la rugosité en surface et des contraintes résiduelles induites par grenailage. Un algorithme de calcul a été développé dans EXCEL afin d'appliquer ce modèle au calcul de la vie en fatigue d'échantillons d'alliage d'aluminium Al7050-T7451 grenailés et non grenailés, pour chacune des conditions d'essais présentées précédemment.

Dans cette section, les paramètres d'entrée du modèle sont décrits et certaines des étapes de calcul du modèle sont expliquées. Par la suite, l'évolution des fissures prédite pour chacune des conditions modélisées est présentée. Finalement, les vies totales calculées sont comparées aux vies obtenues lors des essais de fatigue.

##### **4.4.1 Paramètres d'entrée**

Les paramètres d'entrée nécessaires au calcul de vie peuvent être divisés en sept catégories: les informations liées au chargement, les propriétés mécaniques du matériau, les propriétés microstructurales du matériau, les propriétés du matériau en propagation de fissure, les dimensions des échantillons, la rugosité en surface et la distribution des contraintes résiduelles dans le matériau. Le tableau 4.10 présente les valeurs des paramètres utilisées pour l'évaluation de la vie en fatigue.

**Tableau 4.10 – Valeurs des paramètres d’entrée du modèle de Navarro-Rios pour le calcul de la vie d’échantillons d’alliage d’aluminium 7050-T7451 non grenaillés et grenaillés**

<b>1. Chargement</b>	
Contrainte maximale appliquée ( $\sigma_{max}$ )	310, 345 et 379 MPa
Facteur de concentration contrainte géométrique ( $K_t$ )	1,045
Facteur de concentration de contrainte dû à la rugosité ( $K_{t\ rug.}$ )	équation 1.18, tableau 4.11
Rapport des contraintes ( $R$ )	0,05
<b>2. Propriétés mécaniques du matériau</b>	
Limite d’écoulement cyclique ( $S_{ycyclique}$ )	460 MPa
Limite d’endurance ( $\sigma_{FS}$ )	160 MPa
Coefficient de Poisson ( $\nu$ )	0,33
Module de cisaillement ( $G$ )	27 GPa
<b>3. Propriétés microstructurales du matériau</b>	
Diamètre des grains ( $D$ )	0,01 mm
Largeur d’un joint de grain ( $r_0$ )	0,0
<b>4. Propriétés du matériau en propagation de fissure</b>	
Mode de propagation	Mode I
Coefficient de la loi de Paris ( $A_1$ )	1,61E-10 (unités à utiliser m/cycle, MPa·m <sup>1/2</sup> )
Exposant de la loi de Paris ( $m_1$ )	3,12 (unités à utiliser m/cycle, MPa·m <sup>1/2</sup> )
Coefficient de l’équation 1.1 ( $A_2$ )	0,28 (unités à utiliser m/cycle, m)
Exposant de l’équation 1.1 ( $m_2$ )	1,30 (unités à utiliser m/cycle, m)
<b>5. Dimensions de l’échantillon</b>	
Largeur	15,0 mm
Épaisseur	6,35 mm
<b>6. Rugosité en surface</b>	
Paramètre de rugosité ( $R_t$ )	tableau 4.5
Paramètre de rugosité ( $RS_m$ )	tableau 4.5
<b>7. Contraintes résiduelles de compression</b>	
Distribution évaluée à l’aide des mesures expérimentales	équation 1.16, figure 4.11

### **1. Chargement**

Pour chacun des niveaux de chargement cités au tableau 4.10, la contrainte maximale utilisée par le modèle est obtenue en multipliant la contrainte maximale au centre de l’échantillon par le facteur de concentration de contrainte géométrique ( $K_t$ ) et par le



facteur de concentration de contrainte dû à la rugosité ( $K_{t\text{ rug.}}$ ), qui est calculé à l'aide de l'équation 1.18. Le tableau 4.11 présente la valeur du facteur de concentration de contrainte dû à la rugosité pour les intensités Almen considérées.

**Tableau 4.11 – Facteur de concentration de contrainte dû à la rugosité ( $K_{t\text{ rug.}}$ ) pour chaque niveau d'intensité Almen**

<b>Intensité Almen (A)</b>	<b>0</b>	<b>2</b>	<b>4</b>	<b>6</b>	<b>8</b>	<b>10</b>
<b><math>K_{t\text{ rug.}}</math></b>	1,02	1,06	1,10	1,18	1,18	1,26

## **2. et 3. Propriétés mécaniques et microstructurales du matériau**

Les valeurs de la limite d'écoulement cyclique et du diamètre des grains de l'alliage d'aluminium 7050-T7451 proviennent d'une étude menée par Wang *et al* (2003) qui ont étudié le modèle de Navarro-Rios pour cet alliage. La largeur du joint de grain a ici été fixée à 0. Cette valeur est généralement inférieure à 1  $\mu\text{m}$ . Il a été vérifié que la largeur de joint de grain n'avait pas une influence considérable sur les vies en fatigue obtenues à l'aide du modèle.

## **4. Propriétés du matériau en propagation de fissure**

La vie en fatigue a été calculée en faisant propager la fissure en mode I, tel qu'observé expérimentalement. Le coefficient  $A_1$  et l'exposant  $m_1$  de l'équation de Paris (éq. 1.7) proviennent d'une étude menée par Wang *et al* (2003) qui ont étudié le modèle de Navarro-Rios pour cet alliage. Ces valeurs doivent être utilisées avec des unités internationales ;  $da/dN$  doit être exprimé en m/cycle alors que  $\Delta K$  doit être exprimé en  $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ . Le coefficient  $A_2$  et l'exposant  $m_2$  ont été calculés en suivant la procédure décrite à la section 1.7.2; les valeurs des  $\Delta K$  ont été calculées à l'aide de l'équation de Newman développée pour une fissure coin dont la forme est un quart de cercle. Il est important de mentionner que les valeurs de  $A_2$  et de  $m_2$  influencent de façon importante les résultats des calculs de vies en fatigue (éq. 1.1). Toutefois, la procédure décrite par De

Los Rios *et al* (2000) pour déterminer ces constantes ne conduit pas à une solution unique. En effet, les valeurs de  $A_2$  et de  $m_2$  calculées varient en fonction du niveau de chargement (Tableau 4.12). Tel que décrit par De Los Rios *et al* (2000), différentes valeurs doivent être testées par essais et erreurs afin d'obtenir le meilleur rapprochement entre les vies en fatigue calculées et celles mesurées.

Les valeurs de  $A_2$  et de  $m_2$  ont d'abord été calculées pour chacun des niveaux de contrainte ; les résultats sont présentés au tableau 4.12. La valeur de  $m_2$ , (pente de l'équation 1.1 dans un diagramme log-log) varie peu, alors que celle de  $A_2$  (ordonnée à l'origine de l'équation 1.1) varie entre 0,04 et 0,32, ce qui influence de manière importante la vitesse de fissuration. La vie en fatigue, calculée pour chacune des intensités Almen en utilisant ces valeurs de  $A_2$  et de  $m_2$ , était jusqu'à 3 fois plus petite que la vie moyenne obtenue expérimentalement sous un chargement de 310 MPa, ce qui donne une valeur très conservatrice à ce niveau de chargement. Pour les chargements de 345 MPa et 379 MPa, le modèle s'est comporté de manière non conservatrice, prédisant des vies respectivement 3 fois et 6 fois plus élevées que les valeurs moyennes expérimentales, pour une même condition de grenaillage. Plusieurs valeurs de  $A_2$  et de  $m_2$  ont ainsi été testées. Les valeurs présentées au tableau 4.10 ( $A_2 = 0,28$  ;  $m_2 = 1,30$ ) ont été jugées les plus adéquates pour réduire l'écart entre les valeurs des vies calculées et celles mesurées ainsi que pour obtenir des courbes de vie en fatigue en fonction de l'intensité Almen qui affichent des tendances similaires à celles obtenues expérimentalement. Ces résultats seront examinés dans les paragraphes qui suivent.

**Tableau 4.12 – Valeurs de  $A_2$  et  $m_2$  du modèle de Navaros-Rios pour les différents niveaux de la contrainte maximale appliquée**

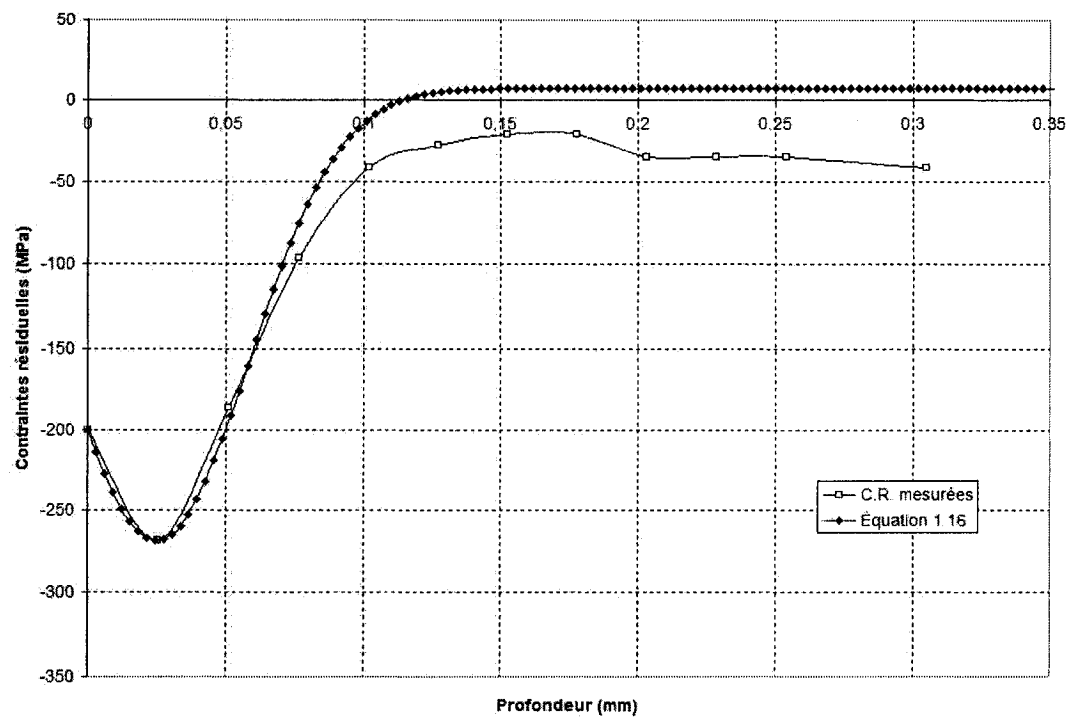
Contrainte maximale (MPa)	$A_2$	$m_2$
310	0,32	1,38
345	0,15	1,34
379	0,04	1,28

### ***5. Dimensions de l'échantillon***

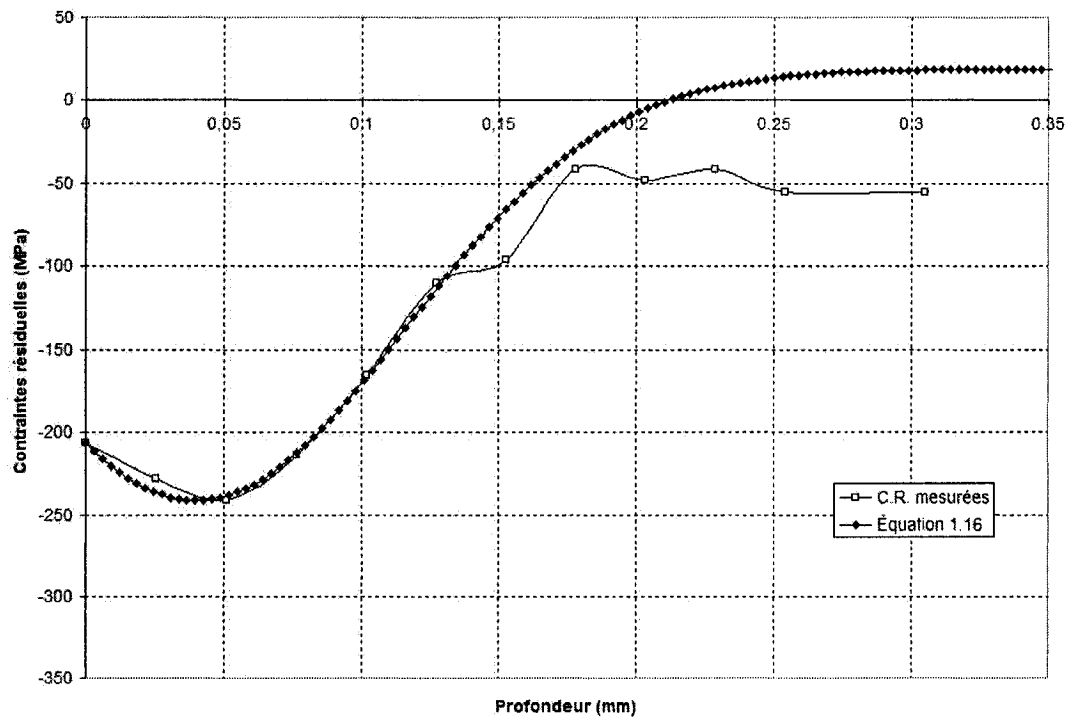
Les dimensions de l'échantillon sont celles des échantillons utilisés pour les essais de fatigue présentés à la section 2.2.

### ***6. et 7. Rugosité en surface et contraintes résiduelles de compression***

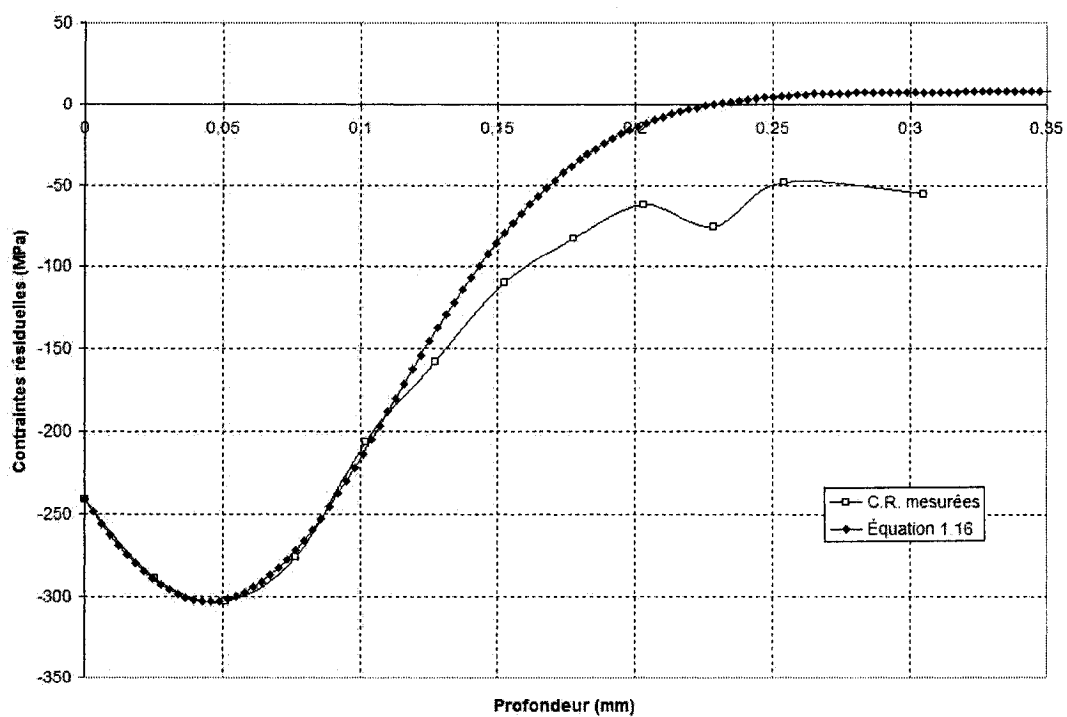
Afin de pouvoir établir une comparaison entre les prédictions de vie en fatigue et les résultats expérimentaux, les valeurs des paramètres de rugosité et des contraintes résiduelles utilisées pour les calculs doivent représenter assez fidèlement les valeurs expérimentales de ces paramètres, obtenues pour chacune des intensités Almen. Les valeurs des paramètres de rugosité  $R_t$  et  $RS_m$  présentées au tableau 4.5 et les distributions de contraintes résiduelles mesurées et présentées à la figure 3.1 ont donc été utilisées comme données d'entrée pour les calculs de vie. Pour les besoins du modèle, les distributions de contraintes résiduelles mesurées ont été approximées à l'aide de l'équation 1.16. La figure 4.11 illustre les contraintes résiduelles mesurées et calculées (eq. 1.16) en fonction de la profondeur pour chacune des intensités Almen. On remarque que l'équation 1.16 permet de représenter fidèlement les distributions mesurées, sauf pour les régions où les contraintes modélisées passent en tension. Ceci pourrait avoir comme effet de réduire légèrement la vie prédite, puisque dans la région d'intérêt, entre la surface et une profondeur de 0,3 mm, l'écart entre la contrainte calculée en tension et la valeur mesurée en compression est généralement de l'ordre de 50 MPa.



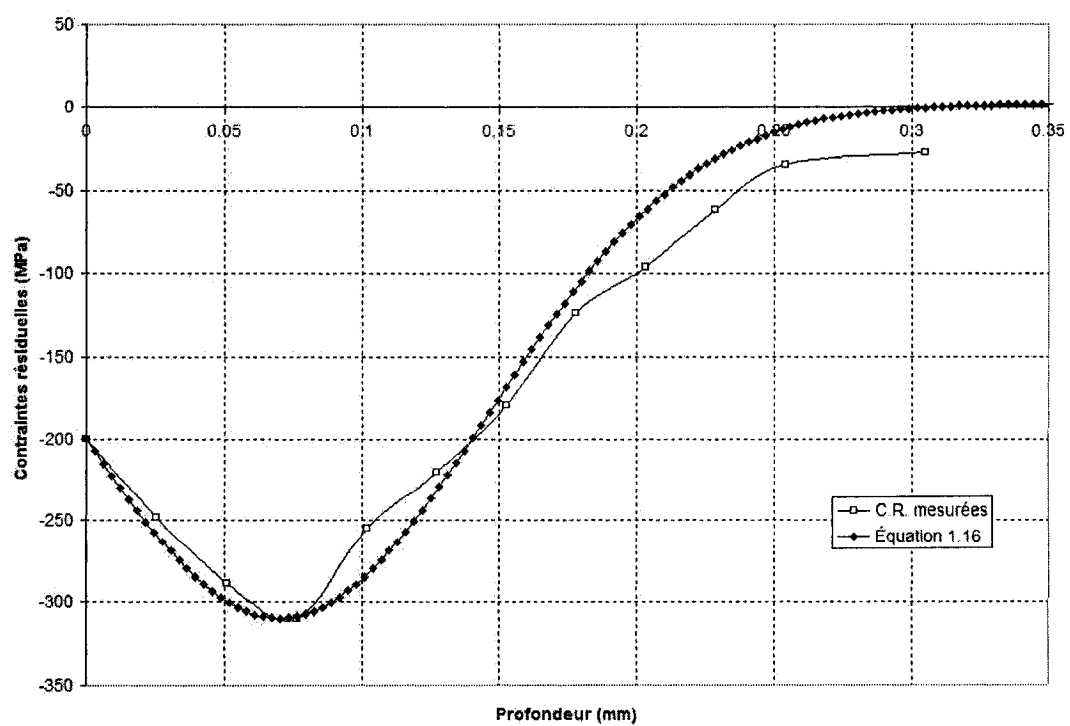
(a) Intensité Almen 2A



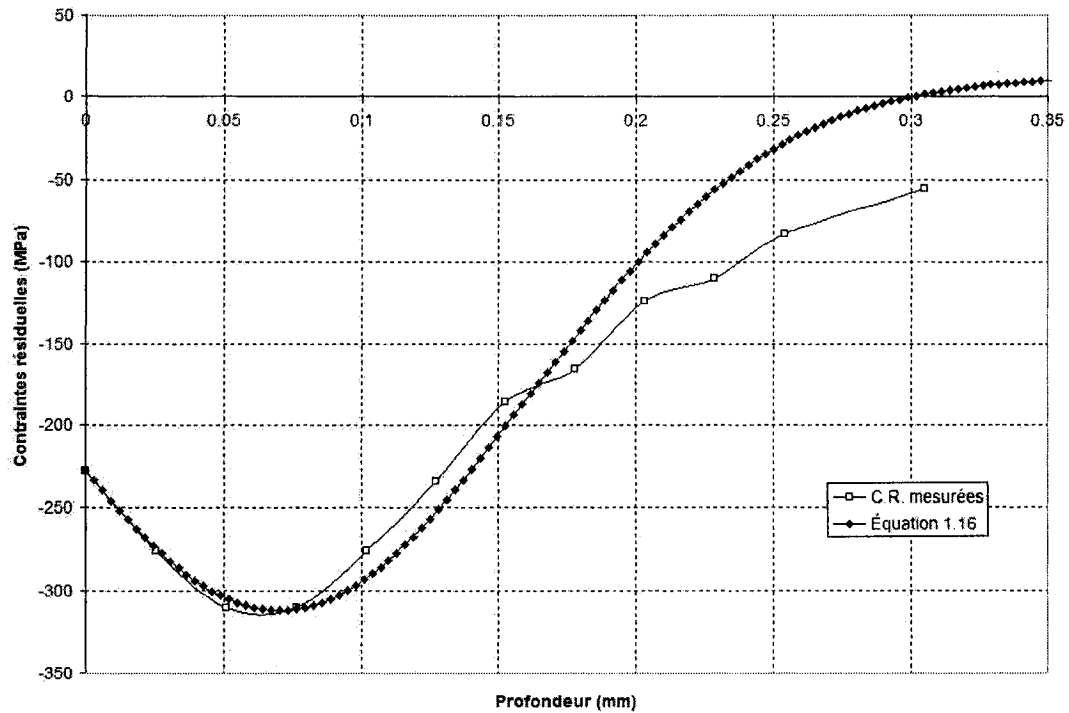
(b) Intensité Almen 4A



(c) Intensité Almen 6A



(d) Intensité Almen 8A



(e) Intensité Almen 10A

**Figure 4.11 – Contraintes résiduelles mesurées et calculées à l'aide de l'équation 1.16, en fonction de la profondeur**

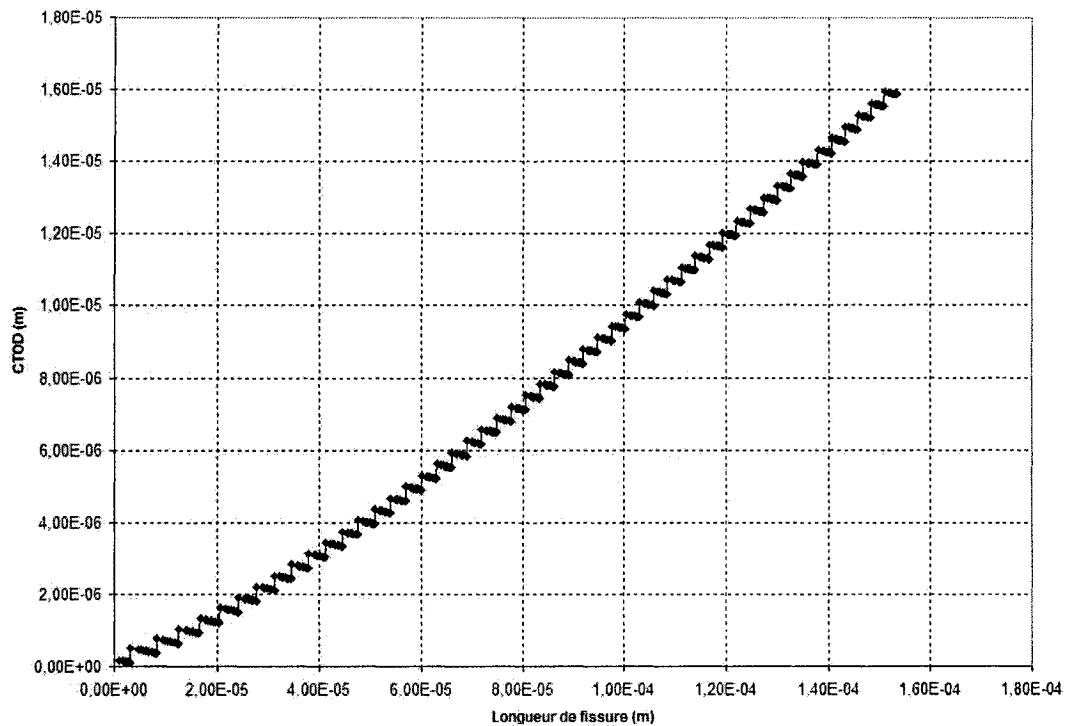
Dans l'étude de De Los Rios *et al* (2000), les auteurs posent l'hypothèse que les contraintes résiduelles de compression sont nulles pour les échantillons non grenailés. Cependant, les résultats expérimentaux présentés à la section 3.1 montrent qu'il existe une distribution de contraintes résiduelles pour la condition 0A. Contrairement au cas des échantillons grenailés, il est difficile de statuer jusqu'à quel point les contraintes résiduelles mesurées à 0A sont représentatives de l'état de contraintes résiduelles dans les échantillons de fatigue non grenailés. À défaut d'obtenir une distribution de contraintes résiduelles fiable pour ces échantillons, la vie en fatigue a été calculée en posant l'hypothèse que les contraintes résiduelles de compression sont nulles pour les échantillons de fatigue non grenailés. Cette hypothèse sera discutée lors de l'analyse des résultats.

#### 4.4.2 Étapes de calculs

Dans cette section, les étapes de calculs typiques pour déterminer la vie en fatigue sont brièvement décrites.

Avec les valeurs des paramètres d'entrée présentées au tableau 4.10, le programme calcule les longueurs de fissure initiale et finale pour chacun des intervalles de calcul  $i$ , tel que décrit à la section 1.7.2. Le nombre d'intervalles  $i$ , qui correspond au nombre de demi-grains affectés par le processus de fatigue, est toujours un entier impair ( $i=1,3,5,\dots$ ); sa valeur a été fixée à 101 afin de réduire le temps de calcul. Il a été vérifié qu'un nombre d'intervalles de calculs plus élevé n'avait pas une influence considérable sur la vie en fatigue calculée. L'étude de l'évolution des fissures présentée à la section suivante permettra de confirmer la validité de ce choix. À l'intérieur d'un intervalle  $i$ , la fissure se propage d'une longueur initiale à une longueur finale en onze incréments. Ce nombre d'incréments nécessite un faible temps de calcul, tout en permettant de réduire les erreurs numériques. Ce choix sera discuté dans les paragraphes qui suivent.

Pour chacun des onze incréments à l'intérieur d'un intervalle  $i$ , le programme calcule les valeurs du *CTOD* (ouverture en fond de fissure) correspondant à chacune des longueurs de fissure, à l'aide de l'équation 1.2. La figure 4.12 illustre typiquement les valeurs de *CTOD* calculées en fonction de la longueur de fissure.



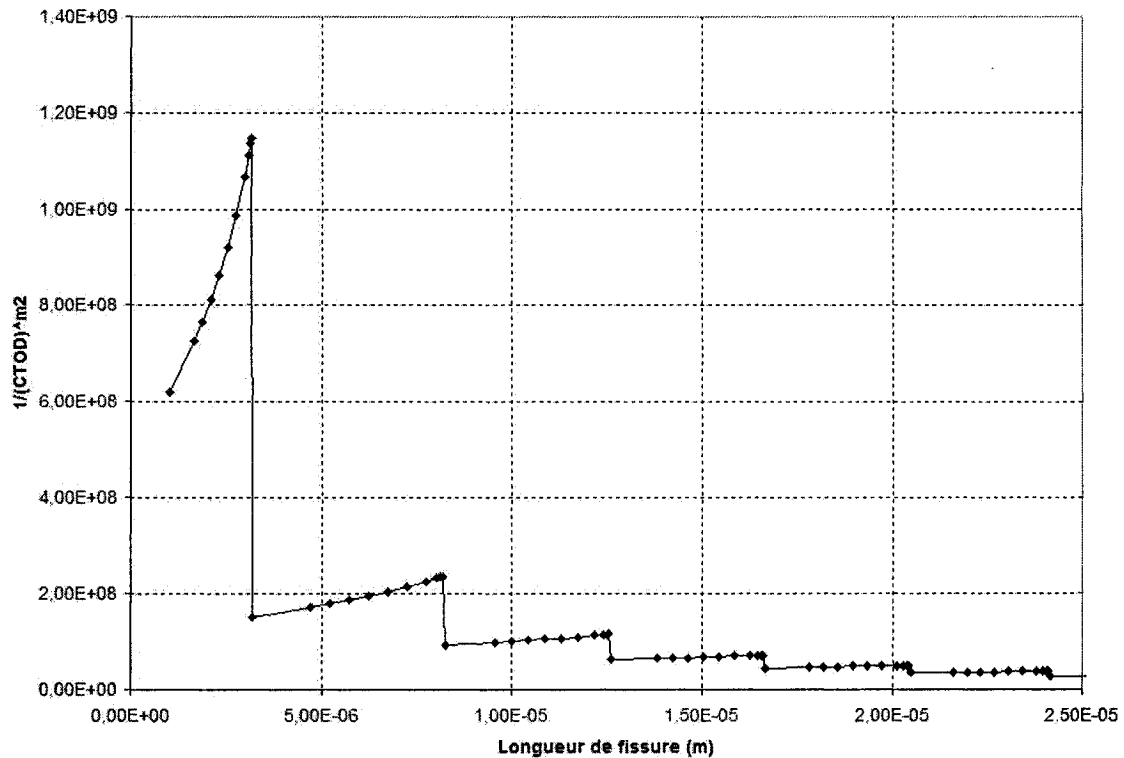
**Figure 4.12 – Illustration typique des valeurs de  $CTOD$  calculées à l'aide du modèle de Navarro-Rios, en fonction de la longueur de fissure (équation 1.2)**

On observe globalement que la valeur du  $CTOD$  augmente avec une augmentation de la longueur de fissure; ce comportement correspond à la réalité puisque plus la fissure est longue, plus l'ouverture des lèvres de la fissure devient importante. Le  $CTOD$  évolue en escalier; chacun des plateaux de la courbe correspond à un intervalle de calcul, de  $i = 1$  jusqu'à  $i = 101$ . Lorsque les calculs à l'intérieur d'un intervalle sont terminés, la plasticité s'étend au grain suivant et simultanément, le  $CTOD$  augmente brusquement. À l'intérieur d'un intervalle, la valeur du  $CTOD$  diminue légèrement au fur et à mesure que la longueur de fissure augmente, vraisemblablement à cause de l'augmentation de l'influence des contraintes qui s'opposent au chargement appliqué.

Pour chacun des intervalles, le nombre de cycles nécessaires pour que la fissure se propage est calculé à l'aide l'équation 1.8, en faisant l'intégration du terme  $da_i/(CTOD)^{m_2}$



entre la longueur de fissure initiale et la longueur de fissure finale de cet intervalle. Cette intégrale a été approximée en calculant l'aire sous la courbe de la fonction  $1/(CTOD)^{m_2}$ . La figure 4.13 illustre les valeurs calculées de l'expression  $1/(CTOD)^{m_2}$  en fonction de la longueur de la fissure. On observe une succession de pointes, chacune correspondant à un intervalle de calcul  $i$ . Seuls six intervalles de calcul ont été illustrés afin de mieux visualiser la courbe. Pour chacun des intervalles, les symboles sur la courbe représentent les onze longueurs de fissure pour lesquelles la valeur du  $CTOD$  a été calculée. Tel que mentionné précédemment, on observe que ce nombre d'incrémentes est suffisant pour modéliser de façon continue la courbe présentée à la figure 4.13. Plus la fissure est longue, plus l'aire sous la courbe des intervalles de calcul  $i$  est faible et plus le nombre de cycles pour faire avancer la fissure à l'intérieur d'un intervalle est petit. Cette observation est en accord avec l'observation expérimentale qui montre que plus la fissure est longue, plus la vitesse de propagation est importante. L'évolution des fissures sera étudiée à la section suivante.



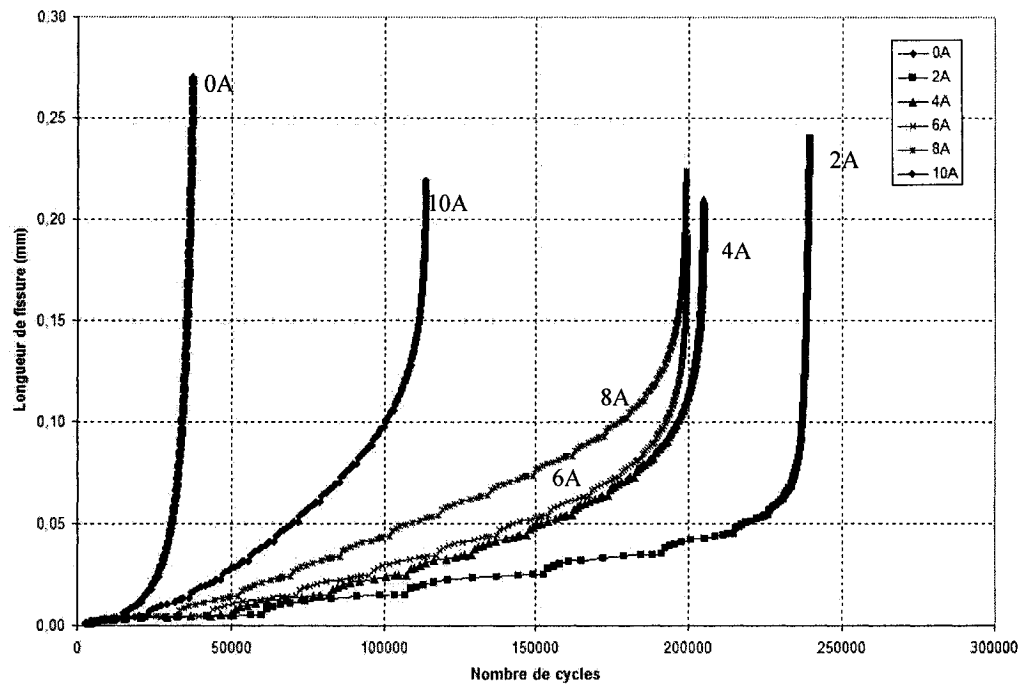
**Figure 4.13 – Illustration typique de la fonction  $1/(CTOD)^m_2$  calculée à l'aide du modèle de Navarro-Rios, en fonction de la longueur de fissure**

#### 4.4.3 Modélisation de l'évolution des fissures

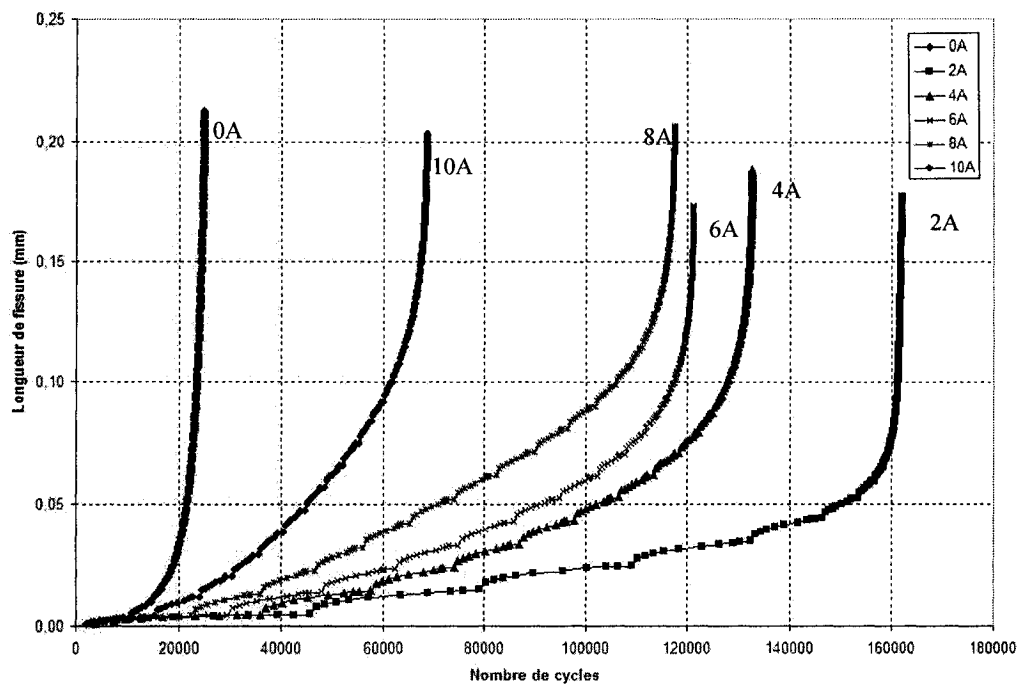
L'évolution de la fissure a été modélisée pour chacune des conditions d'essais. La figure 4.14 illustre la longueur des fissures calculée en fonction du nombre de cycles appliqués, pour chacun des trois niveaux de chargement et pour chaque intensité Almen.

Le modèle permet de calculer l'évolution des fissures à partir d'une longueur initiale de l'ordre d'un demi-grain. Les longueurs de fissure finales calculées sont toutes inférieures à 0,3 mm, comparativement à celles observées expérimentalement qui se situent entre 4,0 mm et 6,3 mm. Cette différence est simplement due au fait que les calculs de propagation ont été volontairement arrêtés puisque dans cette région, la vitesse de propagation est très

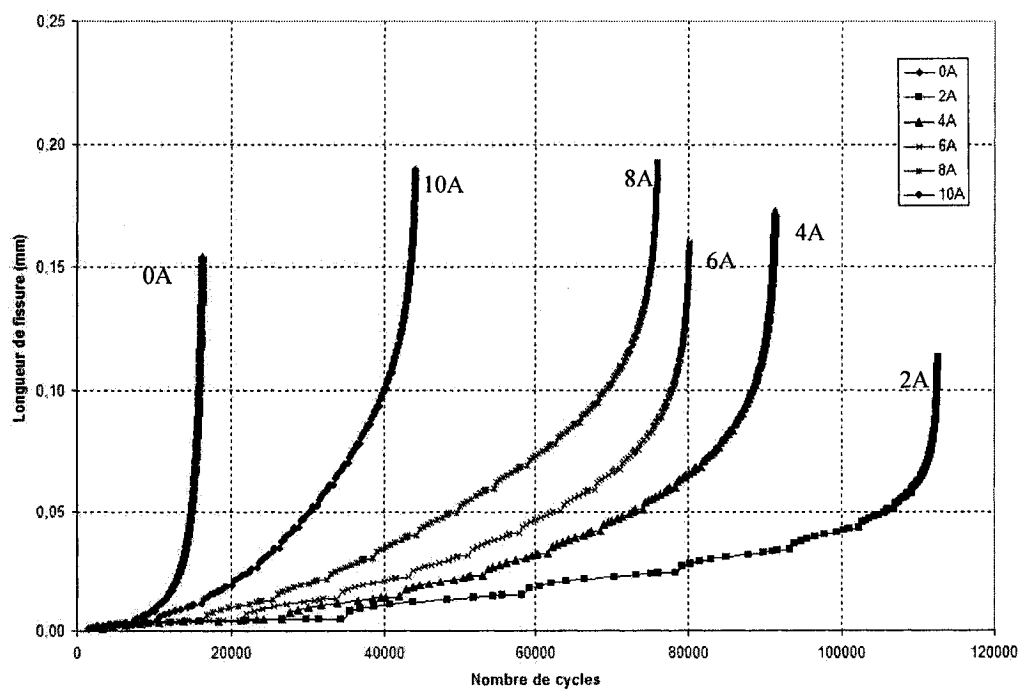
élevée et le nombre de cycles nécessaires pour faire avancer la fissure n'augmente plus de façon importante.



(a) Contrainte maximale 310 MPa



(b) Contrainte maximale 345 MPa



(c) Contrainte maximale 310 MPa

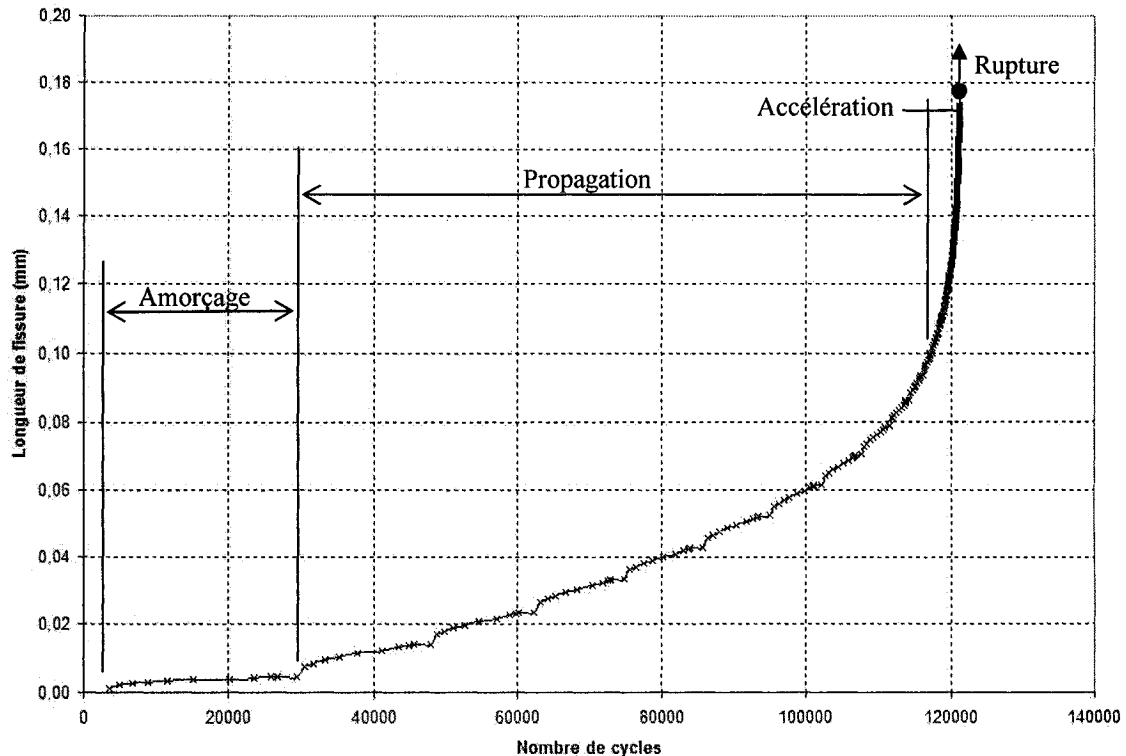
**Figure 4.14 – Variation de la longueur de fissure calculée en fonction du nombre de cycles appliqués, pour les trois niveaux de chargement et les différents niveaux d'intensité Almen**

Chacune des courbes illustrées à la figure 4.14 présente trois régimes d'évolution soit un régime d'amorçage, un régime de propagation et un régime d'accélération qui conduit à une rupture brutale. Ces trois régimes sont illustrés typiquement à la figure 4.15, pour une intensité Almen de 6A et une contrainte maximale de 345 MPa. Le régime d'amorçage est caractérisé par une avance de fissure très lente alors que le régime de propagation est caractérisé par une avance de fissure plus rapide. Le régime d'accélération est défini par une vitesse d'avance de fissure très élevée.

À chacun des niveaux de chargement, la figure 4.14 illustre que l'intensité 2A maximise la vie en fatigue, qui diminue ensuite au fur et à mesure que l'intensité Almen augmente. Pour chacune des conditions présentées, on observe que plus la vie en fatigue est élevée, plus le régime d'amorçage et de propagation sont longs et plus la vitesse en régime de propagation est faible. Cependant, comme dans le cas des fissures mesurées, les régimes d'accélération ont la même allure pour toutes les conditions présentées.

Si l'on suppose qu'une fissure s'initie et commence à se propager à une longueur correspondant au point d'intersection entre la fin du régime d'amorçage et le début du régime de propagation, les résultats obtenus permettent de conclure que le grenailage influence la vie en initiation et la vie en propagation.

Les vies totales en fatigue calculées pour chacune des conditions étudiées seront présentées à la section suivante.



**Figure 4.15 – Illustration des régimes d'évolution d'une fissure pour l'intensité Almen 6A et la contrainte maximale 345 MPa**

#### 4.4.4 Résultats de prévision de vie

Pour chacun des trois niveaux de chargement, le tableau 4.13 et la figure 4.16 présentent les vies calculées à l'aide du modèle de Navarro-Rios et la moyenne des vies obtenues expérimentalement, en fonction de l'intensité Almen. La valeur absolue de l'écart (%) présentée dans ce tableau est égale au rapport de la différence entre la valeur numérique et la valeur expérimentale sur la valeur expérimentale. Pour les échantillons grenailés, le modèle permet de prévoir correctement la tendance générale des résultats expérimentaux. En effet, aux trois niveaux de contrainte considérés, la vie calculée est maximale pour une intensité de 2A et elle diminue ensuite au fur et à mesure que l'intensité Almen augmente. Comme dans le cas des essais expérimentaux, les résultats obtenus à l'aide du modèle de N-R démontrent que l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles en

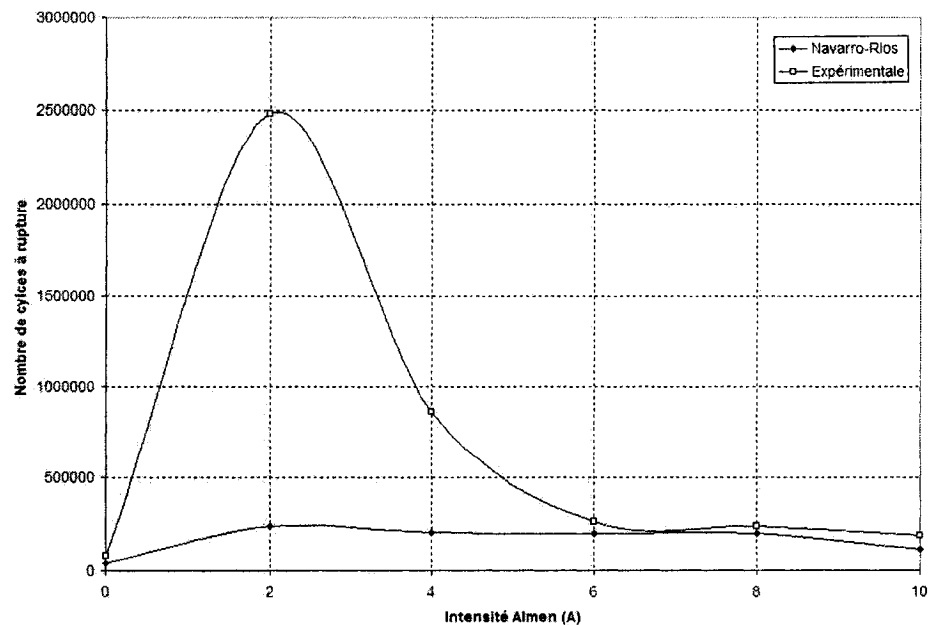
compression conduit à une augmentation de la vie en fatigue alors que l'augmentation de la rugosité a pour effet de réduire la vie en fatigue. Ces résultats viennent appuyer l'idée que pour des intensités Almen supérieures à l'intensité optimale, la diminution de la vie en fatigue est due à une augmentation substantielle de la rugosité.

À tous les niveaux de chargement, le modèle sous-estime la vie en fatigue des échantillons non grenaillés par un facteur variant entre 1,5 (à 379 MPa) et 2,18 (à 310 MPa). Ces écarts peuvent être dus à l'hypothèse de départ selon laquelle les contraintes résiduelles dans les échantillons non grenaillés étaient nulles. La prise en considération de contraintes résiduelles de compression en surface de l'échantillon non grenaillé contribuerait à augmenter la vie en fatigue calculée.

Dans le cas des échantillons grenaillés, la vie est sous-estimée par le modèle de Navarro-Rios lorsque la contrainte maximale est de 310 MPa et de 345 MPa (sauf pour l'intensité 8A) alors qu'elle est surestimée pour la contrainte maximale de 379 MPa (sauf pour l'intensité 10A). Cependant, à 379 MPa, la valeur calculée et la valeur expérimentale sont relativement proche l'une de l'autre. Pour tous les niveaux de contrainte, l'écart entre la vie prévue et la vie expérimentale est plus marqué aux intensités 2A et 4A; cet écart est plus important lorsque le niveau de contrainte est faible. Par exemple, à une intensité de 2A, la vie est sous-estimée par un facteur de 10 à 310 MPa et par un facteur de 1,8 à 345 MPa. Aux intensités comprises entre 6A et 10A, les vies sont sous-estimées par un facteur variant entre 1,7 et 1,1 pour ces deux niveaux de contraintes respectifs.

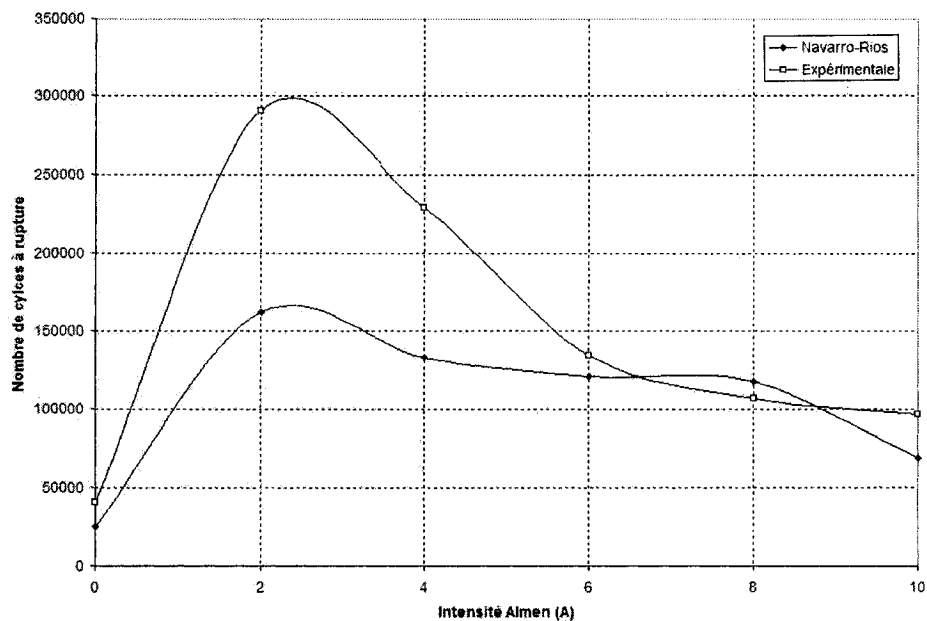
**Tableau 4.13 – Comparaison entre la vie en fatigue calculée à l'aide du modèle de Navarro-Rios (N-R) et les valeurs moyennes expérimentales (EXP), pour toutes les intensités Almen et les trois niveaux de chargement considérés**

Contrainte maximale (MPa)	Vie en fatigue					
	0A	2A	4A	6A	8A	10A
<b>310 N-R</b>	37 321	239 358	204 846	199 428	198 994	113 785
<b>310 EXP</b>	81 200	2 483 017	865 916	259 232	240 532	186 000
<b>Valeur absolue de l'écart (%)</b>	54	90	76	23	17	39
<b>345 N-R</b>	24 944	161 932	132 642	121 138	117 418	68 689
<b>345 EXP</b>	40 237	291 052	229 339	134 347	106 831	96 678
<b>Valeur absolue de l'écart (%)</b>	38	44	42	10	10	29
<b>379 N-R</b>	16 308	112 570	91 236	80 054	75 910	44 147
<b>379 EXP</b>	24 014	91 652	84 186	71 086	67 103	60 628
<b>Valeur absolue de l'écart (%)</b>	32	23	8	13	13	27

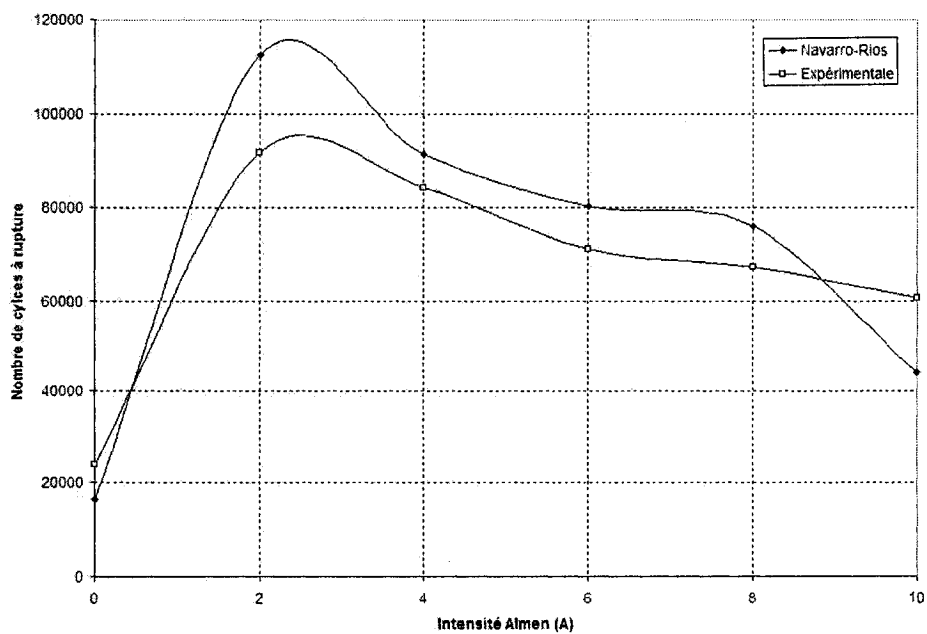


**(a) Contrainte maximale 310 MPa**





(b) Contrainte maximale 345 MPa



(c) Contrainte maximale 379 MPa

**Figure 4.16 – Comparaison entre la vie en fatigue calculée à l'aide du modèle de Navarro-Rios et les vies moyennes expérimentales, pour toutes les intensités Almen et les trois niveaux de chargement considérés**

Tel que discuté à la section 4.4.1 les valeurs de  $A_2$  et  $m_2$  ont été choisies par essais et erreurs. Les différentes valeurs testées ont montré que les vies calculées varient de façon importante en fonction de ces constantes. Néanmoins, toutes les combinaisons de  $A_2$  et  $m_2$  qui ont été testées ont permis d'obtenir des courbes de vie en fatigue en fonction de l'intensité Almen qui présentent des tendances similaires à celles obtenues expérimentalement.

#### 4.5 Conclusion

Les résultats expérimentaux présentés dans ce chapitre ont permis de confirmer que l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles en compression conduit à une augmentation de la vie en fatigue, alors que l'augmentation de la rugosité a un effet antagoniste. Ces résultats ont également mis en évidence que l'intensité Almen 2A représente une condition de grenaillage optimale pour l'amélioration de la vie en fatigue des échantillons d'alliage d'aluminium Al7050-T7451, aux trois niveaux de chargement étudiés. À ce niveau d'intensité Almen, les échantillons présentent une faible rugosité en surface et une distribution de contraintes résiduelles de compression peu profonde. À des intensités Almen supérieures à 2A, l'amélioration apportée à la vie en fatigue par le grenaillage diminue au fur et à mesure que l'intensité augmente et conséquemment, que la rugosité en surface devient excessive. Il est à noter que la vie en fatigue pourrait être supérieure à celle mesurée à 2A pour des intensités entre 0 et 2A ou entre 2 et 4A. Des essais de fatigue devraient être réalisés à l'aide d'échantillons grenailés à des intensités 1A et 3A pour clarifier cette question.

Quoique les résultats obtenus indiquent que l'intensité 2A maximise la vie en fatigue des échantillons d'alliage d'aluminium 7050-T7451, il est important de souligner que si les paramètres de grenaillage étaient modifiés (diamètres des billes, vitesse de projection, etc.), la valeur de l'intensité Almen optimale pourrait différer de 2A. Il en serait ainsi si le matériau était un alliage différent de celui étudié.

Pour toutes les conditions étudiées, les courbes de l'extension de la fissure en fonction du nombre de cycles appliqués présentent les mêmes tendances. Cependant, les suivis de fissure effectués se situent tous dans le régime d'accélération de la fissure et ils ne représentent qu'une faible portion des vies totales. Dans le cas des échantillons grenailés, l'endommagement de la surface n'a pas permis de détecter des fissures plus petites que 1mm, alors que pour les échantillons non grenailés, des fissures de 0,1 mm ont pu être mesurées. Un système de mesure plus performant permettrait de mieux caractériser le comportement de la fissure des échantillons grenailés.

Le modèle de Navarro-Rios a été appliqué pour prédire la vie en fatigue des échantillons grenailés et non grenailés. Conformément aux résultats expérimentaux, le modèle prédit une amélioration de la vie en fatigue optimale pour l'intensité 2A et une diminution de cette amélioration, pour des intensités comprises entre 6A et 10A et ce, pour les trois niveaux de chargement considérés. La modélisation de l'évolution des fissures a permis d'illustrer que, pour un niveau de contrainte donné, plus la vie en fatigue est élevée, plus les régimes d'amorçage et de propagation sont longs et plus la vitesse de propagation est faible. Cependant, en régime d'accélération les courbes présentent toutes la même allure, pour toutes les conditions étudiées, comme dans le cas des courbes mesurées.

## CONCLUSIONS

Le comportement en fatigue d'échantillons d'alliage d'aluminium Al7050-T7451 non grenaillés et grenaillés à différentes intensités Almen a été étudié en considérant, pour chacune de ces intensités, les contraintes résiduelles induites et la rugosité résultante. Les différentes intensités Almen étudiées, variant de 0A à 10A ( $1A = 0,001 \text{ po. A}$ ), ont été obtenues en faisant varier la vitesse de projection des grenailles tout en gardant les autres paramètres de grenaillage inchangés. Pour chaque condition de grenaillage, trois niveaux de chargement cyclique maximum ont été considérés (310, 345 et 379 MPa). Au cours des essais, l'évolution des fissures a été suivie et les longueurs de ces dernières ont été mesurées à l'aide d'un système de deux caméras vidéo permettant un grossissement de 50X.

Les mesures de la rugosité et des contraintes résiduelles montrent respectivement que plus l'intensité Almen est élevée, plus la rugosité en surface devient importante et plus le champ de contraintes résiduelles de compression s'étend en profondeur. Cependant, l'intensité Almen n'a pas une influence marquée sur le niveau des contraintes résiduelles de compression à la surface et maximale. Ces résultats révèlent aussi que les échantillons non grenaillés ne sont pas totalement dépourvus de contraintes résiduelles. Cette situation est probablement due au procédé de mise en forme de la plaque et à l'usinage des échantillons.

Deux modèles d'éléments finis ont été développés pour établir le profil des contraintes résiduelles des différentes conditions de grenaillage imposées soit un modèle axisymétrique à impact simple et un modèle tridimensionnel à impacts multiples. Dépendant des conditions de grenaillage étudiées, ces modèles permettent de représenter plus ou moins bien le niveau des contraintes mesurées. Cependant, les distributions de contraintes obtenues à l'aide de ces deux modèles montrent en général les mêmes tendances que les résultats expérimentaux.

Les essais de fatigue ont montré que, pour tous les niveaux de chargement cyclique considérés, la vie moyenne des échantillons grenaillés est toujours supérieure à celles des échantillons non grenaillés. L'amélioration de la vie en fatigue des échantillons grenaillés est principalement due aux contraintes résiduelles de compression induites par le procédé. Pour tous les niveaux de chargement cyclique, la vie en fatigue est maximisée pour une intensité de 2A. Pour des intensités supérieures à 2A, les contraintes de compression en surface et maximale ne varient plus de façon importante et malgré le fait que l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression augmente, l'augmentation de la rugosité cause une diminution de l'amélioration de la vie en fatigue. Il est important de noter que l'amélioration de la vie en fatigue est fonction de l'ensemble des paramètres de grenaillage utilisés et que l'intensité Almen n'est pas, à lui seul, un paramètre suffisant pour quantifier adéquatement l'amélioration de la vie en fatigue des échantillons testés.

Les sites d'initiation des fissures pour les échantillons grenaillés sont généralement détectés quand la longueur des fissures est d'environ 1 mm. Par contre, pour les échantillons non grenaillés, on peut observer des longueurs initiales aussi faibles que 0,1 mm. Cette particularité s'explique par le fait qu'il est plus difficile de détecter une fissure sur une surface grenaillée que sur une surface non grenaillée, à cause de l'endommagement de la surface du matériau causée par l'impact des billes. Toutes les fissures observées sont de type fissure coin qui évolue approximativement sous forme d'un quart de cercle. Pour toutes les conditions d'essais considérées, la rupture se produit en moyenne à 4500 cycles après la détection de la présence d'une fissure. Pour une condition expérimentale spécifiée, la période de propagation mesurée ne représente ainsi qu'une faible portion de la vie totale.

Pour chaque condition d'essai, la vie totale en fatigue d'un échantillon a été calculée à l'aide du modèle de prévision de vie de Navarro-Rios. Ce modèle prend en compte la distribution des contraintes résiduelles induites ainsi que la rugosité en surface et permet

d'évaluer la période de propagation d'une fissure à partir d'une longueur initiale de l'ordre d'un demi-grain. Les résultats obtenus à l'aide de ce modèle indiquent que le grenailage influence appréciablement la vie totale en fatigue. Dépendant des conditions étudiées, ce modèle permet de calculer plus ou moins bien les vies en fatigue obtenues expérimentalement. Cependant, le modèle permet de prévoir correctement la tendance des résultats expérimentaux obtenus. En effet, pour chaque niveau de contrainte appliquée, la vie prévue est maximale pour une intensité de 2A et diminue ensuite au fur et à mesure que l'intensité Almen augmente.

## RECOMMANDATIONS

Cette étude confirme que l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles en compression conduit à une amélioration de la vie en fatigue alors que l'augmentation de la rugosité a pour effet de la diminuer. Cependant, les résultats présentés ne permettent pas d'identifier quel(s) paramètre(s) caractérisant les distributions des contraintes résiduelles cause(nt) l'augmentation de la vie en fatigue. En effet, l'amélioration de la vie en fatigue pourrait être attribuée à la valeur de la contrainte de compression en surface, à la celle de la contrainte maximale, à l'aire sous la courbe des contraintes résiduelles de compression ou à une combinaison de ces paramètres. Une étude devrait être réalisée pour apporter des éclaircissements à ce sujet.

Les résultats obtenus montre que la vie des échantillons grenailés est maximale pour une intensité de 2A. Il est à noter que la vie en fatigue pourrait être supérieure à celle mesurée à 2A pour des intensités entre 0 et 2A ou entre 2 et 4A. Des essais de fatigue devraient être réalisés à l'aide d'échantillons grenailés à des intensités 1A et 3A pour clarifier cette question.

De plus, il est important de souligner qu'une même intensité Almen peut être obtenue à l'aide de différentes combinaisons de paramètres. Dépendant des paramètres choisis, la distribution des contraintes résiduelles induites et la valeur de la rugosité résultante peuvent être différents. Une même intensité Almen obtenue avec différents choix de paramètres peut ainsi conduire à des vies en fatigue complètement différentes. L'intensité Almen n'est donc pas un paramètre suffisant pour quantifier le facteur d'augmentation de la vie en fatigue. Il serait souhaitable d'étudier, pour des échantillons semblables du même matériau, le niveau de contraintes résiduelles induites, la rugosité résultante et la vie en fatigue en fonction de l'intensité Almen pour d'autres combinaisons de paramètres.

Pour les échantillons grenailés, les sites d'initiation des fissures ne sont généralement pas détectés avant que la longueur des fissures soit d'environ 1 mm. Comme les distributions des contraintes résiduelles de compression se situent principalement entre la surface et une profondeur inférieure à 0,30 mm, il serait souhaitable d'utiliser une technique de détection des fissures plus sophistiquée afin de pouvoir déterminer les caractéristiques de la propagation dans cette région.

Concernant le modèle d'élément finis tridimensionnel à impacts multiples, le nombre d'impacts modélisés est insuffisant pour obtenir une distribution de contraintes uniforme. Afin d'obtenir un taux de recouvrement complet, le modèle pourrait être amélioré en simulant un plus grand nombre d'impacts. De plus, pour les vitesses de grenailage élevées, l'écart entre le niveau des contraintes calculées et celui des contraintes mesurées est substantiel. Cette situation est fort probablement due à la modélisation du comportement de contrainte-déformation du matériau impacté à l'aide d'une loi bilinéaire. L'utilisation de la relation de contrainte-déformation réelle du matériau serait nécessaire afin de quantifier plus réalistement la distribution des contraintes résiduelles induites par le procédé de grenailage.

Pour le modèle de prévision de vie de Navarro-Rios, les vies en fatigue prévues sont, dépendamment des conditions étudiées, plus ou moins proches des vies moyennes obtenues expérimentalement. Les analyses sommaires ont montré que les vies en fatigue calculées étaient fortement influencées par les valeurs de  $A_2$  et de  $m_2$  qui ont été déterminées par essais et erreurs. Afin de tenter d'obtenir un meilleur rapprochement entre les vies en fatigue mesurées et calculées, il serait intéressant d'explorer une méthode rationnelle pour évaluer ces paramètres.



## RÉFÉRENCES

BALCAR, G. P. et MALTBY, F. C. (1981), "Basic Curves of Surface Finish after Glass Bead Peening", *Proc. First Int. Conf. Shot Peening*, pp. 295-301.

BERNARD, M., BUI-QUOC, T., JULIEN, D. et APRIL, S. (2004), "Litterature survey on shot peening process characterisation ", pp. 2.1-2.90.

BILBY, B.A., COTTRELL, A.H. et SWINDEN, K.H., (1963), "The spread of plastic yield from a notch", *Proc. of Royal Society, London*, A272, pp. 304-314.

BIGNONNET, A., PICOUET, A., LIEURADE, A. et CASTEX, L. (1987), "The Application of Shot Peening to Improve the Fatigue Life of Welded Steel Structures", *Proc. Conf on Steel in Marine Structures*, pp. 669-678.

BODNER, S.R. ET SYMONDS, P.S., (1962), "Experimental and theoretical investigation of plastic deformation of cantilever beams subjected to impulsive loading", *Journal of applied mechanics*, pp. 719-728.

CASTEX, L., FLAVENOT, J.-F. et LEGUERNIC, J.-F. (1988), "Le grenailage de précontrainte. Quels contrôles?", *CETIM Inf., Centre technique des industries mécaniques*, no 105, pp. 71-80.

CLANCY, O., PONSONBY, L., McCARTHY, L. et TAYLOR, D. (1987), "Fatigue Behaviour of Shot Peened Surfaces", *Surface Engng*, Vol. 3, pp. 64-68.

CURTIS, S., DE LOS RIOS, E. R., RODOPOULOS, C. A. et LEVERS, A. (2003), "Analysis of the Effect of Controlled Shot Peening on Fatigue Damage of High Strength Aluminium Alloys", *Int. JI of Fatigue*, Vol. 25, pp.59-66.

DESLAEF, D., ROUHAUD, E. ET RASOULI-YAZDI, S., (2000), "3D finite element models of shot peening process", *Materials science forum*, volume 347-349, pp. 241-246.

DE LOS RIOS, E. R., WALLEY, A., MILAN, M. T. et HAMMERSLEY, G. (1995), "Fatigue Crack Initiation on Shot-Peened Surfaces in A316 Stainless Steel", *Int. JI of Fatigue*, Vol. 17, No. 7, pp. 493-499.

DE LOS RIOS, E. R., TRULL, M. et LEVERS, A. (2000), "Modelling Fatigue Crack Growth in Shot-Peened Components of Al 2024-T351", *Fatigue Fract. Engng Mat. Struct.*, Vol. 23, pp. 709-716.

DE LOS RIOS, E. R., MECIER, P. et EL-SEHILY, B. M. (1996), "Short Crack Growth Behaviour Under Variable Amplitude Loading of Shot Peened Surfaces", *Fatigue Fract. Engng Mat. Struct.*, Vol. 19, No. 2/3, pp. 175-184.

DORLOT, J-M, BAÏLON, J-P et MASOUNAVE, J., (1986), "Des matériaux", *École Polytechnique de Montréal*, p. 462

DROUIN, P., (2006), "Simulation d'un procédé de mise en forme par grenaillage aux ultrasons avec billes", Mémoire de maîtrise, *École polytechnique de Montréal*

EDBERG, J., LINDGREN, L.E, MORI, K.I., (1995), "Shot peening simulated by two different finite element formulations", *Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications*, NUMIFORM 95, pp.425-30.

FATHALLAH, R., CAO, W., CASTEX, L. et WEBSTER, P. S. (1994), "Effects of Shot Peening Parameters on Introduced Residual Stresses", *Proc. Fourth Int. Conf. Residual Stresses*, pp. 340-346.

FATHALLAH, R. (1994a), "Modélisation du procédé de grenaillage: incidence des billes et taux de recouvrement", thèse de doctorat, *ENSAM*, Aix en Provence, France.

GENTIL, B., DESVIGNES, M. et CASTEX, L. (1987), "Analyse des surfaces grenaillées: fissuration, rugosité et contraintes résiduelles", *Matériaux et technique*, pp. 493-497.

GILLESPIE, R.D., (1984), "Shot peening media", *ICSP5*, pp. 81-90.

HERZOG, R., ZINN, W., SCHOLTES, B. et WOHLFARTH, H. (1996), "The Significance of Almen Intensity for the Generation of Shot Peening Residual Stresses", *Proc. Sixth Int. Conf. Shot Peening*, pp. 270-281.

JOHNSON, K. L., (1985), "Contact Mechanics", *Cambridge University Press*, Cambridge.

KABOU, M. T. (1989), "Modélisation du comportement et des contraintes résiduelles introduites dans un matériau soumis à un grenaillage", thèse de doctorat, *ENSAM*, Aix en Provence, France.

KABOU, M. T., CASTEX, L. et INGLEBERT, G. (1990), "The Effect of Material Behaviour Law on the Theoretical Shot Peening Results", *Eur. J. Mech., A/Solids*, Vol. 9, No 6, pp. 537-549.

KIRK, D. (1999), "Contributed Paper - Shot Peening", *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, Vol. 71, no 4, pp. 349-361.

LI, J., LI, H., YAO, M. et WANG, R. (1990a), "Prediction of Fatigue Strength of Shot Peened and then Ground Specimens", *Proc. Fourth Int. Conf. Shot Peening*, pp. 419-426.

LINNEMANN, W., KOPP, R., KITTEL, S. et WÜSTEFELD, F. (1996), "Shot Velocity Measurement", *Proc. Sixth Int. Conf. Shot Peening*, pp. 118-129.

MAJZOobi, G.H., AZIZI, R., ALAVI NIA, A., (2005), "A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts", *Journal of materials processing technology*, vol. 164-65, pp. 1226-1234.

MEGUID, S.A., SHAGAL, G., STRANART, J.C., DALY, J., (1999), "Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stresses", *Finite elements in analysis and design*, volume 31, pp. 179-191.

Meguid, S.A., Shagal, G., Stranart, J.C., (2002), "3D FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials using multiple impingement model", *International Journal of Impact Engineering*, Volume 27, Number 2, February 2002, pp. 119-134.

NAVARRO, A. et DE LOS RIOS, E.R., (1988), "A microstructurally-short fatigue crack growth equation", *Fatigue and Fracture of Engng Mat. And Stuct.*, volume 11, no 5, pp.383-396.

NAVARRO, A. ET DE LOS RIOS, E.R., (1992), "Fatigue crack growth modelling by successive blocking of dislocations", *Proc. of Royal Society, London*, volume A437, pp. 375-390.

PARDUE, E.B.S. ET LOWERY, L.A., (1991), " X-ray Diffraction Stress Measurements On Various Shot-peened Components ", *Shot Peening Theory and Appl., IITT Intl.*, pp. 73-80.

PETERSON, R.E., (1974), "Stress concentration factor", *Jonh Wiley Sons Inc.*, p.317

PREMACK, T. ET DOUGLAS, A.S., (1995), "Three-dimentional analysis of the impact fracture of 4340 steel", *International Journal of Solids ans Structures*, volume 32, no. 17-18, pp. 2793-2812.

RODOPOULOS, C.A. et DE LOS RIOS, E.R., (2002), "Theoretical analysis on the behaviour of short fatigue cracks", *International Journal of Fatigue*, volume 24, no. 7, p.p. 719-724.

ROUHAUD, E., CHABOCHE, J.-L., FRANÇOIS, M., OULD, C. et ROUQUETTE, S., (2005), "Finite elements model of shot-peening, effects of material's constitutive law", *ICSP9*, pp. 107-112.

ROUHAUD, E. et DESLAEF, D., (2002), " Influence of shot's material on shot peening, a finite element model", *Materials science forum*, volume 404-407, pp. 153-158.

SAE HS-84, (2001), "SAE Manual on Shot Peening", *Warendale Pa., Society of automotive Engineering*, p. 88.

SCHIFFNER, K. et DROSTE, C., (1999), "Simulation of residual stesses by shot peening", *Computers and structures*, volume 72, pp. 329-340.

SCHWARZER, J., SCHULZE, V. ET VÖHRINGER, O., (2002), "Finite element simulation of shot peening", *ICSP8*, pp. 507-515.

SHARP, P. K., CLAYTON, J. Q. et CLARK, G. (1994), "The Fatigue Resistance of Peened 7050-T7451 Aluminium Alloy-Repair and Re-Treatment of a Component Surface", *Fatigue Fract. Engng Mat. Struct.*, Vol. 17, No. 3, pp. 243-252.

SHARP, P. K. et CLARK, G. (2001), "The Effect of Peening on Fatigue Life of 7050 Aluminum Alloy", *Defense Science and Technology Organization*, RR-0208.

SIMPSON, R. S. (1985), "Development of a Mathematical Model for Predicting the Percentage Fatigue Life Increase Resulting from Shot Peened Components, Phase I ", *AFWAL-TR-84-3116*.

SIMPSON, R. S. et PROBST, R. L. (1987), "Topography and Fracture Studies of surfaces Shot Peened at Different Intensities", *Proc. Third Int. Conf. Shot Peening*, pp. 261-267.

SOLLICH, A. et WOHLFAHRT, H. (1996), "Optimization of the Fatigue Strength of Heat Treated Steels as a Consequence of an Optimum State of Surface and Subsurface Layers after Shot Peening", *Proc. Sixth Int. Conf. Shot Peening*, pp. 251-263.

SLIM, S. (1995a), "Identification des paramètres d'une loi de comportement élastoplastique pour le grenaillage et application à l'étude des liens entre l'évolution cyclique du matériau et le taux de recouvrement", thèse de doctorat, *ENSAM*, Aix en Provence, France.

VALLELLANO, C., NAVARRO, A. ET DOMINGUEZ, J., (2000a), "Fatigue crack growth threshold conditions at notches, Part I : theory", *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Volume 23, Number 2, pp. 113-121.

VALLELLANO, C., NAVARRO, A. ET DOMINGUEZ, J., (2000b), "Fatigue crack growth threshold conditions at notches. Part II: generalization and application to experimental results", *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Volume 23, Number 2, pp. 123-128.

WANG, C. H. et LI, Q. (1998), "Predictive Models for Small Fatigue Cracks Growing Through Residual Stress Fields",

WANG, C.H., BARTER, S.A. et LIU, Q., (2003), "A closure model to crack growth under large-scale yielding and through residual stress fields", *Journal of Engineering Materials and Technology*, volume 125, no. 2, pp. 183-190.

WICK, A., HOLZAPFEL, H., SCHULZE, V. et VÖHRINGER, O. (1999a), "Effect of Shot Peening Parameters on the Surface Characteristics of Differently Heat Treated AISI 4140", *Proc. Seventh Int. Conf. Shot Peening*, pp. 42-53.

WOHLFAHRT, H. (1984), "The Influence of Peening Conditions on the Resulting Distribution of Residual Stress", *Proc. Second Int. Conf. on Shot Peening*, pp. 316-331.

XU, K., HU, N. et ZHOU, H. (1996), "Prediction of Notch Fatigue Limits in a Compressive Residual Stress Field", *Engng Fract. Mech.*, Vol. 54, pp. 171-176.